

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À  
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE  
À L'OBTENTION DE LA  
MAÎTRISE EN GÉNIE MÉCANIQUE  
M. Ing.

PAR  
PIERRE LAFORTUNE

UTILISATION DES ALLIAGES À MÉMOIRE DE FORME EN CONTRÔLE  
SISMIQUE DES STRUCTURES

MONTREAL, LE 22 DÉCEMBRE 2006

(c) droits réservés de Pierre Lafortune

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ  
PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Patrick Terriault, directeur de mémoire  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Vladimir Brailovski, président du jury  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

Mme Marie-Josée Nollet, membre du jury  
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC  
LE 19 DÉCEMBRE 2006  
À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

# UTILISATION DES ALLIAGES À MÉMOIRE DE FORME EN CONTRÔLE SISMIQUE DES STRUCTURES

Pierre Lafortune

## SOMMAIRE

Ces dernières années, l'utilisation des alliages à mémoire de forme (AMF) en contrôle passif des structures a été étudiée. Néanmoins, certains aspects restent à clarifier. Ce mémoire, présenté par articles, a donc pour but l'étude de certains de ces aspects.

Article 1 : La nécessité de considérer les effets thermiques reliés à la transformation de phase est abordée dans cette étude. Les résultats numériques et expérimentaux concordent à condition que les phénomènes dynamiques propres aux AMF soient considérés. En deuxième lieu, un mouvement harmonique est appliqué sur une poutre en porte-à-faux contrôlée par deux fils d'AMF. Les déplacements de l'extrémité libre sont mesurés dans le but de déterminer l'importance relative de la dissipation d'énergie et de la variation de la rigidité sur la réponse de la structure. Les mêmes expériences sont répétées pour valider un modèle d'éléments finis (MEF), qui s'est montré apte à reproduire les oscillations de la structure.

Article 2 : Des essais à échelle réduite sur table vibrante ont été effectués pour comparer l'efficacité des contreventements d'AMF et d'acier installés dans un cadre d'acier. Les résultats démontrent que les AMF sont plus efficaces pour contrôler la réponse sismique du cadre. Un MEF du cadre est développé et validé en comparant les réponses numériques et celles d'essais sur table vibrante. Finalement, les effets d'une prédéformation sur les câbles d'AMF sont étudiés de façons analytique et expérimentale. Les résultats montrent que la prédéformation améliore le comportement du cadre. Cependant, les bénéfices de la prédéformation diminuent à partir de 1.0-1.5 %, dû à la diminution de la rigidité suivant la transformation de phase de l'alliage et à la compression des contreventements.

# THE USE OF SHAPE MEMORY ALLOYS IN SEISMIC DESIGN

Pierre Lafortune

## ABSTRACT

Over the past decade, the use of shape memory alloys (SMA) in passive control devices has been explored. Nevertheless, some aspects need to be clarified. This thesis tries to address some of those problems. The results are presented in one journal paper and one conference paper. Paper 1: The need to consider the thermal effect related to the phase transformation is studied. A good agreement is observed between experimental and numerical results as long as the dynamic phenomenon inherent in SMA is properly considered. Also, a cantilever beam controlled by two SMA wires is dynamically loaded by a harmonic displacement of the fixed end in order to determine the relative influence of the energy dissipation and stiffness on the response of the structure. The exact same experiments are numerically reproduced in order to validate a finite element algorithm. Paper 2: Small-scale shake table tests have been performed to explore the effectiveness of a steel frame equipped with SMA braces as compared to steel braces. The experimental results imply that SMAs are more effective in controlling the response of a steel frame compared with a traditional bracing system. A finite element model (FEM) of the frame is developed in order to compare the analytical results with the shake table tests. Furthermore, the effect of pre-straining the SMA braces is evaluated through both experimental and analytical studies. The results show that pre-straining improves the performance of the frame compared to the non pre-strained case. However, as the level of pre-straining increases above approximately 1% to 1.5%, the benefits of pre-straining decrease compared with low-to-moderate pre-strain levels.

## REMERCIEMENTS

Je voudrais remercier mes collègues du LAMSI, sans lesquels mon apprentissage aurait été moins efficace, et surtout certaines journées beaucoup plus longues. Merci donc (en ordre alphabétique!) Daniel, Fred, Max, Pierre-Luc, Thomas, Vincent, Yannick et les autres. Merci également au professeur Brailovski pour ses généreux conseils, et à mon directeur Patrick Terriault pour la confiance, la disponibilité et le professionnalisme.

Merci au professeur Reginald DesRoches de m'avoir accueilli dans son laboratoire de Georgia Tech et son monde d'ingénieur civil, avec l'aide et les conseils de Brian, Jun Won, Bassam et Leonardo.

Finalement, merci au professeur Vicenç Torra et à Ferran de l'UPC à Barcelone pour le merveilleux séjour.

## TABLE DES MATIÈRES

	Page
SOMMAIRE .....	i
ABSTRACT .....	ii
REMERCIEMENTS.....	iii
TABLE DES MATIÈRES.....	iv
LISTE DES TABLEAUX.....	vii
LISTE DES FIGURES .....	viii
LISTE DES ABRÉVIATIONS ET SIGLES .....	xiii
INTRODUCTION .....	1
CHAPITRE 1 NOTIONS DE DYNAMIQUE ET ÉTAT DE L'ART DES AMF EN GÉNIE SISMIQUE.....	6
1.1 Définition du problème sismique.....	6
1.1.1 Équation du mouvement .....	6
1.1.2 Vibration libre.....	7
1.1.3 Vibration forcée .....	10
1.1.4 Équivalence du problème sismique .....	13
1.2 Méthode de résolution.....	14
1.2.1 Méthode de Newmark.....	15
1.2.2 Méthode de Newton-Raphson.....	15
1.3 Amortissement .....	18
1.3.1 L'amortissement en ingénierie.....	18
1.3.2 Amortissement équivalent .....	21
1.4 Systèmes d'amortissement sismique existants.....	23
1.4.1 Amortisseurs métalliques ductiles ( <i>Metallic yield dampers</i> ).....	24
1.4.2 Amortisseurs à friction.....	25
1.4.3 Amortisseurs viscoélastiques .....	26
1.4.4 Amortisseurs à fluide visqueux.....	27
1.4.5 Amortisseurs à masse calibrée ( <i>Tuned mass damper</i> ) .....	27
1.5 Comportement des AMF.....	28
1.5.1 Introduction aux AMF .....	28
1.5.2 Caractérisation des AMF .....	30
1.5.3 Propriétés dynamiques des AMF .....	32
1.6 Applications des AMF en génie sismique .....	40

CHAPITRE 2	SUPERELASTICITY-RELATED PHENOMENA OF SHAPE MEMORY ALLOY PASSIVE DAMPERS.....	46
2.1	Introduction.....	46
2.2	Self-heating effects .....	46
2.2.1	Experimental study .....	47
2.2.2	Results for the small diameter wires.....	48
2.2.3	Simulations .....	49
2.3	Superelastic origins of damping.....	62
2.3.1	Test protocol .....	62
2.3.2	Validation of the model .....	64
2.3.3	Energy dissipation vs variable stiffness.....	66
2.4	Conclusion .....	68
CHAPITRE 3	TESTING OF SUPERELASTIC RECENTERING PRE-STRAINED BRACES FOR SEISMIC RESISTANT DESIGN .....	69
3.1	Introduction.....	69
3.2	Mechanical Behavior of the NiTi Wires.....	71
3.3	Small-Scale Braced Frame Test.....	72
3.3.1	Experimental set-up .....	73
3.3.2	Experimental results.....	75
3.4	Analytical Verification Study .....	77
3.4.1	FEM approach.....	78
3.4.2	Results of the simulations .....	80
3.5	Pre-Straining SMA Bracing System .....	81
3.5.1	Analytical pre-stain model validation.....	82
3.5.2	Pre-strain level study.....	85
3.5.3	Discussion on the pre-strain effect.....	90
3.6	Conclusion .....	93
CHAPITRE 4	SIMULATION NUMÉRIQUE D'UNE STRUCTURE COMPLEXE...	94
4.1	Introduction.....	94
4.2	Structure utilisée .....	94
4.3	Contribution de l'énergie dissipée par les AMF .....	96
4.3.1	Résultats et discussion .....	98
4.4	Effets de la prédéformation.....	100
4.4.1	Résultats et discussion .....	100
CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS.....		103

## ANNEXES

1 : Détails de lois de matériau USRMAT dans Ansys .....	106
2 : Complément de l'article 1 : Données supplémentaires sur la caractérisation des fils de NiTi de petits diamètres.....	117
3 : Fichiers de codes.....	121

BIBLIOGRAPHIE.....	141
--------------------	-----



## LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau I    Principes de base du calcul parasismique conventionnel .....	1
Tableau II    Values of the coefficients used to simulate the SHE. (A): 0.1 mm wire; (B): 0.5 mm wire; (C): 2.46 mm wire.....	53
Tableau III   Summary of the different modeling cases.....	59
Tableau IV    Geometric and material properties of the two types of braces .....	75
Tableau V    Paramètres usagé utilisés par la loi MLAMF.....	108
Tableau VI    Paramètres calculés par la loi MLAMF .....	108
Tableau VII   Variables d'états utilisés par la loi MLAMF .....	109
Tableau VIII   Paramètres usagés supplémentaires utilisés par la loi MLAMF avec autochauffage.....	114
Tableau IX    Paramètres calculés supplémentaires utilisés par la loi MLAMF avec autochauffage.....	114
Tableau X    Valeurs de $\zeta_{eq}$ pour différents systèmes .....	120

## LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1	Problème dynamique avec force d'excitation (à gauche) et diagramme de corps libre de ce système (à droite) .....6
Figure 2	Vibration libre amortie pour $\omega = 2\pi$ et un amortissement de 5 % .....9
Figure 3	Réponse en fréquence d'un système à un degré de liberté soumis à une charge harmonique. L'amplification dynamique (D) est représentée en fonction du rapport de fréquence (r).....12
Figure 4	Problème avec mouvement du sol.....13
Figure 5	Première (à gauche) et seconde (à droite) itération de l'algorithme de Newton-Raphson (tiré de [9]).....17
Figure 6	Procédure de Newton-Raphson utilisant trois sous-chargements (tiré de [9]).....17
Figure 7	Modèle mécanique équivalent d'une structure munie d'amortisseurs d'AMF .....21
Figure 8	Force vs déplacement pour un cycle de chargement d'un matériau AMF superélastique. L'énergie dissipée pendant ce cycle ( $E^*$ ) et l'énergie élastique maximum emmagasinée sont illustrées. ....22
Figure 9	Isolation à la base du Martin Luther King Jr. Civic Center, à Berkeley, CA [23].....24
Figure 10	Amortisseurs métalliques ductiles ; (à droite) en forme de 'x' [28], (à gauche) en forme de triangle [29] .....25
Figure 11	À gauche : Amortisseur à friction installé à l'université Concordia à Montréal. À droite : boucles d'hystérésis d'un amortisseur à friction [27]. ....26
Figure 12	Amortisseur viscoélastique. À gauche : une installation expérimentale de Chang et al. [33]. À droite, le comportement de cet amortisseur [33]. ....27
Figure 13	Schématisation du concept général d'un AMF .....29

Figure 14	Diagramme d'état classique d'un AMF .....	31
Figure 15	Résultat typique d'un essai de DSC (adaptée de [41]).....	32
Figure 16	Effet de l'amplitude de déformation et de la vitesse de cyclage sur la température d'un fil de CuAlBe de 3 mm de diamètre. À gauche : vitesse de cyclage de 1 Hz, déformation maximale de 2.0, 3.2 et 4.0% respectivement. À droite : déformation de 3.2%, vitesse de cyclage de 0.1, 0.3, 0.5 et 1.0 Hz respectivement. Tiré de [7]. .....	33
Figure 17	À gauche : Diagramme contrainte-déformation pour des vitesses de cyclage de 0.1 à 100 %/min. À droite : Variation de la température du fil en fonction de la déformation pour des vitesses de cyclage de 0.1 à 100 %/min. Tiré de [50]. .....	34
Figure 18	Diagrammes contrainte-déformation pour des vitesses de cyclage de a) 0.01 Hz, b) 0.1 Hz, c) 1 Hz et d) 10 Hz (tiré de [44]).....	36
Figure 19	Effet du nombre de cycles sur : la déformation résiduelle (à gauche), la contrainte de début de transformation martensitique (au centre) et l'énergie dissipée (à droite), pour trois alliages de NiTi et trois alliages de NiTiCu (essais à contrainte maximale constante). Tiré de [58]. .....	39
Figure 20	Renforcements d'AMF sur un pont simplement supporté. Les tiges d'AMF sont utilisées en tension seulement, et un jeu est prévu pour permettre leur dilation thermique. Tiré de [65]......	41
Figure 21	Détails du branchement utilisant les tendons d'AMF (tiré de [66]).....	42
Figure 22	Le dispositif proposé par Dolce et al. (tiré de [20]) .....	43
Figure 23	Dispositif d'AMF installé sur la basilique St-François d'Assise (tiré de [67]).....	44
Figure 24	Stress-strain diagrams of the tested wires at different strain rates. Left: 0.5 mm diameter (0.001, 0.005 and 1 Hz). Right: 0.1 mm diameter (0.005, 1 and 7 Hz). .....	48
Figure 25	Effect of temperature on the thermomechanical model. The critical stresses (left) are adjusted with the stress-temperature relation defined by the state diagram (right). .....	52
Figure 26	Stress-strain response for the 0.5 mm diameter (A-B-C) and the 0.1 mm diameter (D-E-F) for different strain rates. Numerical and experimental curves are superimposed.....	56

Figure 27	Numerically calculated temperature as a function of strain for the 0.5 mm diameter (top) and the 0.1 mm diameter (bottom) wires for the different strain rates.....	56
Figure 28	Thermocouple welded on the 2.46 mm diameter NiTi wire for the cycling test.....	57
Figure 29	Experimental and numerical temperature variations with respect to time for a 2.46 mm diameter NiTi wire.....	58
Figure 30	The finite element model of the SDOF structure used to study the SHE.....	59
Figure 31	Displacement time history of the SDOF structure subjected to a harmonic oscillation (during the first second).....	61
Figure 32	First three seconds of displacement time history of the SDOF structure subjected to a harmonic oscillation .....	61
Figure 33	Experimental test setup and structure.....	63
Figure 34	Numerical and experimental frequency response of the structure for input acceleration of 1.25 g .....	65
Figure 35	Numerical and experimental natural frequencies for all the input accelerations tested.....	65
Figure 36	Numerical and experimental dynamic amplification at the natural frequencies for all the input accelerations tested.....	65
Figure 37	The different material models tested .....	66
Figure 38	Comparison of the material models' dynamic amplification (left) and free end accelerations (right) for different input accelerations .....	68
Figure 39	Stress-strain curves for the SMA wires tested at 0.5 Hz and 1.0 Hz.....	72
Figure 40	Experimental test setup and structure.....	74
Figure 41	Displacement time history of steel braced and SMA braced frames subjected to the Kobe ground motion (mass = 1 Kg) with the displacement to cause yield in the braces marked by the horizontal solid lines.....	76
Figure 42	Multi-linear models used to represent the cyclic behaviors of SMAs. Left: Elastic sub-cycle model. Right: Trigger-line model.....	78

Figure 43	Comparison of the experimental hysteretic loop (2 Hz, 16th cycle) with the multi-linear model used for the analytical calculation .....	79
Figure 44	Finite element model of the single story frame .....	80
Figure 45	Comparison of the experimental and analytical displacement time histories of the structure subject to the Northridge ground motion.....	81
Figure 46	Conceptual equivalent system of springs with the stress-strain behavior being shown when pre-straining is used.....	83
Figure 47	Comparison of the experimental and analytical displacement time histories of the structure subject to the Northridge ground motion with braces pre-strained to 1% and 4% .....	84
Figure 48	Time history displacements (mm) of the structure subject to El Centro ground motion for different prestrain values.....	86
Figure 49	Stress-strain diagram of the two cables subject to El Centro ground motion for different prestrain values .....	88
Figure 50	Energy consumption of the two cables subject to El Centro ground motion for different prestrain values .....	89
Figure 51	Stress history of the two cables subject to El Centro ground motion for different prestrain values .....	89
Figure 52	Normalized maximum displacement obtained for different pre-strain values.....	92
Figure 53	Normalized energy dissipated for different pre-strain values .....	92
Figure 54	Maison familiale étudiée .....	95
Figure 55	Modèle d'EF de la structure du jardin.....	96
Figure 56	Positionnement et descriptions des amortisseurs .....	96
Figure 57	Réponse du modèle du jardin suite au séisme d'El Centro pour la UPF du professeur Torra (Modèle de Bcn) et celle de l'auteur (Modèle de Mtl).....	97
Figure 58	Déplacement du cadre à trois fenêtres soumis au séisme d'El Centro pour les modèles de matériaux AMF et ZED. Le déplacement maximal de la structure sans contreventements (non illustré) est de 0.0835 m. ....	99

Figure 59	Déplacement du cadre à trois fenêtres soumis au séisme d'El Centro pour les quatre premières secondes, suivi d'un décrétement libre de quatre secondes. Les modèles de matériaux AMF et ZED sont montrés.99
Figure 60	Déplacement de la structure complète soumise au séisme d'El Centro pour des valeurs de prédéformations de 0 et 2 %. Les déplacements de la structure sans contreventements sont illustrés.....101
Figure 61	Déplacement de la structure complète soumise au séisme KGS005 pour des valeurs de prédéformations de 0 et 1 %. Les déplacements de la structure sans contreventements sont illustrés.....101
Figure 62	Diagrammes contrainte-déformation des amortisseurs pour des prédéformations de 0 (à gauche) et 2 % (à droite) .....102
Figure 63	Paramètres usager et paramètres calculés de la loi MLAMF .....109
Figure 64	Variables d'états utilisées par la loi MLAMF .....110
Figure 65	Effets de la variation de la température sur les variables du modèle .....113
Figure 66	Comportement avec génération de chaleur après l'imposition d'un incrément de déformation (dStrain) .....116
Figure 67	Courbe contrainte-déformation pour différentes températures (à gauche) et le diagramme d'état résultant (à droite).....118
Figure 68	Amortissement équivalent ( $\zeta_{eq}$ ) en fonction de la fréquence de cyclage pour les fils de NiTi de 0.1 et 0.5 mm utilisés dans l'article 2.....119

## LISTE DES ABRÉVIATIONS ET SIGLES

Ae	Surface d'échange thermique, $m^2$
Af	Température de fin de transformation de l'austénite, $^{\circ}C$
As	Température de début de transformation de l'austénite, $^{\circ}C$
$\alpha$	Paramètre d'intégration de Newmark
$\alpha$	Coefficient d'amortissement de Raleigh
$\beta$	Paramètre d'intégration de Newmark
$\beta$	Coefficient d'amortissement de Raleigh
c	Coefficient d'amortissement visqueux, $N \cdot s/m$
c	Chaleur spécifique, $J/kg \ K$
D	Amplification dynamique, $m/m$
$D_n$	Amplification dynamique à la fréquence naturelle, $m/m$
$\Delta H$	Enthalpie de transformation, J
$\Delta l$	Changement de longueur, m
$\delta$	Décrément logarithmique
$\delta_{ps}$	Prédéformation, mm
E	Énergie, J
$\dot{E}$	Taux d'énergie, J/s
Ea	Module de Young de l'austénite
Em	Module de Young de la martensite
$\varepsilon$	Déformation, mm/mm
$\varepsilon_r$	Déformation résiduelle, mm/mm
$\zeta$	Fraction d'amortissement
$\zeta_{eq}$	Fraction d'amortissement équivalent
$f_n$	Fréquence naturelle, 1/s
F	Force, N
FI	Friction interne

$F_{ps}$	Force de prédéformation, N
$h$	Coefficient d'échange thermique, $W/(m^2 \cdot K)$
$H$	Surface sous la courbe d'hystérésis, MPa
$k$	Rigidité, N/m
$K$	Matrice des rigidités, N/m
$l$	Longueur, m
$\ell$	Chaleur latente, $J/m^3$
$\mu_k$	Coefficient de friction dynamique
$\xi$	Fraction de martensite transformée
$m$	Masse, kg
$M$	Matrice de masse, kg
$M_f$	Température de fin de transformation de la martensite, °C
$M_s$	Température de début de transformation de la martensite, °C
NiTi	Alliage de nickel et de titane
$P_o$	Force maximum d'une oscillation ( $P_o \cdot \sin(\omega t)$ ), N
$q$	Pulsation angulaire amortie, 1/s
$r$	Rapport des fréquences angulaires naturelles et forcées, s/s
$\sigma$	Constante de Stefan-Boltzmann, $W/(m^2 \cdot K^4)$
$\sigma$	Contrainte, MPa
$\sigma_{Af}$	Contrainte critique de fin de transformation de l'austénite, MPa
$\sigma_{As}$	Contrainte critique de début de transformation de l'austénite, MPa
$\sigma_{Mf}$	Contrainte critique de fin de transformation de la martensite, MPa
$\sigma_{Ms}$	Contrainte critique de début de transformation de la martensite, MPa
$T$	Température, °C
$T_i$	Température d'un fil, °C
$T_\infty$	Température ambiante, °C
$T$	Période, s



$t$	Temps, s
$u$	Position, m
$\dot{u}$	Vitesse, m/s
$\ddot{u}$	Accélération, m/s <sup>2</sup>
$\{u\}$	Vecteur des positions, m
$\{\dot{u}\}$	Vecteur des vitesses, m/s
$\{\ddot{u}\}$	Vecteur des accélérations, m/s <sup>2</sup>
$u_o$	Amplitude de déplacement maximum, m
$u_{st}$	Déflexion statique, m
$V$	Volume, m <sup>3</sup>
$\phi$	Angle de phase, rad
$W$	Travail, Nm
$\omega$	Pulsation angulaire, 1/s
AMF	Alliage à mémoire de forme
ddl	Degré de liberté
CuAlBe	Alliage de cuivre/aluminium/béryllium
DSC	Calorimétrie différentielle à balayage
EF	Élément fini
EW	Est-ouest
FEM	Finite element model (modèle d'éléments finis)
ISTECH	Innovative Stability for the European Cultural Heritage
LH	Latent heat (chaleur latente)
MANSIDE	Memory Alloys for New Structural Isolating Devices
MEF	Modèle d'éléments finis
NiTi	Alliage de Nickel et de titane
NS	Nord-sud
PGA	Peak ground acceleration (Accélération maximum au sol)

SDOF	Single degree of freedom (un degré de liberté)
SE	Superelastic (superélastique)
SHE	Self-heating effect (effet auto-chauffant)
SMA	Shape memory alloys (alliage à mémoire de forme)
UPF	User programmable feature (Fonction programmable)
ZED	Zéro energy dissipation (sans dissipation d'énergie)

## INTRODUCTION

Chaque année, les séismes coûtent plusieurs milliards de dollars en réparations et font de nombreuses victimes. Durant la décennie de 1990 à 2000, les conséquences économiques des tremblements de terre ont été évaluées à plus de 150 milliards de dollars [1]. Pendant la seule année 2003, les séismes ont fait tout près de 33 000 victimes [2]. Le Canada n'est pas à l'abri de séismes violents. Le Code national du bâtiment du Canada (CNBC) traite de la conception et de la rénovation des bâtiments en fonction des différentes charges sismiques. En effet, cinq des plus grandes villes canadiennes se situent dans des régions où d'importants tremblements de terre peuvent survenir [3]. C'est pourquoi notre société investit des sommes importantes pour améliorer les performances sismiques des bâtiments.

Les normes parasismiques actuelles se fondent sur le déplacement qu'une structure peut subir sans s'effondrer. L'approche classique de design sismique consiste donc à permettre à certaines membrures de se déformer de façon ductile afin de dissiper une certaine quantité d'énergie de façon sécuritaire. Même si la structure n'est plus fonctionnelle après le séisme, on considère qu'elle a atteint son but en évitant des pertes de vie. Certaines structures doivent cependant mieux performer que d'autres, dû à leur importance vitale (ex. : hôpitaux) ou à la demande du propriétaire. Cette approche est dite de « performance-based design » (conception basée sur la performance). Le tableau I résume cette philosophie pour une structure d'usage courant.

Tableau I

Principes de base du calcul parasismique (reproduit de [4]).

Séismes	À éviter	Facteur requis
Mineurs	Dommages architecturaux	Rigidité
Moyens	Dommages structuraux	Résistance
Importants	Effondrement	Ductilité

Sans compromettre l'intégrité de la structure, cette approche permet des conceptions économiques. En revanche, le coût de réparation après l'évènement peut être exorbitant. De plus, des tremblements de terre récents (Northridge en 1994 et Kobe en 1996) ont démontré la défaillance de certaines pratiques que l'on croyait efficaces. C'est pourquoi la dernière décennie a vu apparaître de nombreux systèmes qui tentent de réduire les risques sismiques en évitant les déformations plastiques dans les membrures structurales. Parmi ces systèmes de dissipation d'énergie, certains misent sur la quantité importante d'énergie que les alliages à mémoire de forme (AMF) dissipent en se déformant (par rapport aux métaux traditionnels). De plus, les AMF superélastiques peuvent subir de grandes déformations élastiques tout en ayant une rigidité considérable, agissant ainsi comme un système de recentrage (sans déformation résiduelle).

Bien que des concepts utilisant les AMF aient déjà été proposés, certains aspects n'ont pas été étudiés en profondeur. Soit :

- i) Il est bien connu que la transformation de phase qui s'opère en déformant les AMF est accompagnée d'une génération et d'une absorption de chaleur. Le comportement mécanique des AMF étant hautement dépendant de la température, il est essentiel de disposer de modèles numériques qui représentent adéquatement ce phénomène. En vue du développement de dispositifs réels, il est également d'intérêt de déterminer l'importance de considérer ou non ces phénomènes dans les simulations.
- ii) La majorité des chercheurs s'entendent sur le fait que les bénéfices apportés par les AMF proviennent en partie de l'énergie qu'ils dissipent en se déformant. Néanmoins, l'importance relative de cette énergie dissipée versus les avantages provenant de leur capacité à subir de grandes déformations élastiques a été très peu abordée.

- iii) Quelques études ont déjà démontré l'efficacité des contreventements d'AMF à réduire les vibrations sismiques d'une structure. Malheureusement, la structure munie d'AMF est souvent comparée à une structure sans contreventements ou à une structure équipée de contreventements d'acier ne possédant pas les mêmes caractéristiques fondamentales (ex. : rigidité). Bien que cette démarche ait son utilité, elle ne met pas en valeur les propriétés extraordinaires des AMF.
- iv) Certaines études proposent d'imposer une prédéformation aux membrures d'AMF pour en augmenter l'efficacité. Cependant, aucune n'analyse en détails différents niveaux de prédéformation pour déterminer l'origine des bénéfices apportés. Il est plutôt admis que la dissipation d'énergie (plus importante lorsqu'une prédéformation est appliquée) en est responsable. À noter que la conclusion de cet aspect se rapportera nécessairement au point ii.

Ce mémoire est présenté par articles. D'une part via le développement et la validation de modèles numériques, et d'autre part à l'aide d'essais expérimentaux sur des structures à échelle réduite (les structures ne sont pas représentatives des ouvrages réels en génie civil), il étudie les quatre aspects ci-haut mentionnés. L'organisation des sections est la suivante :

Le chapitre 1 traite de notions élémentaires de dynamique, suivi d'une synthèse de l'effet superélastique des AMF et de leurs propriétés dynamiques. Il présente également les plus récentes avancées technologiques des AMF en contrôle sismique. Il est à noter que les deux articles (chapitres 2 et 3) présentent également des sections qui traitent de concepts élémentaires et des revues de littérature.

Le chapitre 2 est un article de conférence présenté à l'« *International Conference on Shape Memory and Superelastic Technologies* » en mai 2006. L'article a pour but

premier la modélisation des effets d'autochauffage des AMF chargés dynamiquement (point i). L'effet relatif de différents aspects des AMF contribuant à la réduction des vibrations est aussi traité (point ii). Les mesures de températures qui y sont présentées ont été réalisées par l'équipe du professeur Vicenç Torra à l'Université Polytechnique de Catalogne.

Le chapitre 3 est un article qui a été accepté pour publication dans le « *Journal of Earthquake Engineering* » [5]. À l'aide d'essais à échelle réduite sur table vibrante et de simulations numériques, l'efficacité de contreventements d'AMF (point iii) et les effets de la prédéformation (point iv) y sont abordés. Les essais mécaniques effectués pour caractériser les fils de NiTi ont été réalisés par l'équipe du professeur Reginald DesRoches au *Georgia Institute of Technology*.

Le chapitre 4 est un complément aux deux articles. Une structure plus complète est soumise numériquement aux effets de quelques séismes. L'efficacité (point iii) et les origines de l'effet d'amortissement (point ii) des AMF, de même que les conséquences de la prédéformation (point iv) y sont étudiées. Les simulations de cette section utilisent une loi de matériau développée par l'équipe du professeur Torra à l'Université Polytechnique de Catalogne.

L'annexe 1 explique en détail l'algorithme utilisé pour simuler le comportement des AMF avec (chapitre 2) ou sans (chapitre 3) l'effet d'autochauffage.

L'annexe 2 est un complément au chapitre 2. Elle présente certains résultats de caractérisation des fils utilisés (coefficient de Clausius-Clapeyron et amortissement équivalent).

L'annexe 3 présente le code source d'une loi de matériaux AMF en langage FORTRAN qui est utilisée dans les deux articles. Un exemple de fichier de commandes Ansys y est également reproduit.

## CHAPITRE 1

### NOTIONS DE DYNAMIQUE ET ÉTAT DE L'ART DES AMF EN GÉNIE SISMIQUE

#### 1.1 Définition du problème sismique

##### 1.1.1 Équation du mouvement

Considérons le système à un degré de liberté (ddl) illustré à la figure 1, dont la masse, la rigidité et l'amortissement sont respectivement  $m$ ,  $k$  et  $c$ . Selon la deuxième loi de Newton ( $F = m \cdot \ddot{u}$ ), le diagramme de corps libre de ce système (figure 1 de droite) donne :

$$F(t) - ku - c\dot{u} = m\ddot{u} \quad (1-1)$$

où  $u$ ,  $\dot{u}$  et  $\ddot{u}$  sont respectivement le déplacement, la vitesse et l'accélération de la masse. En réarrangeant les termes, on obtient l'équation du mouvement sous sa forme habituelle :

$$m\ddot{u} + c\dot{u} + ku = F(t) \quad (1-2)$$

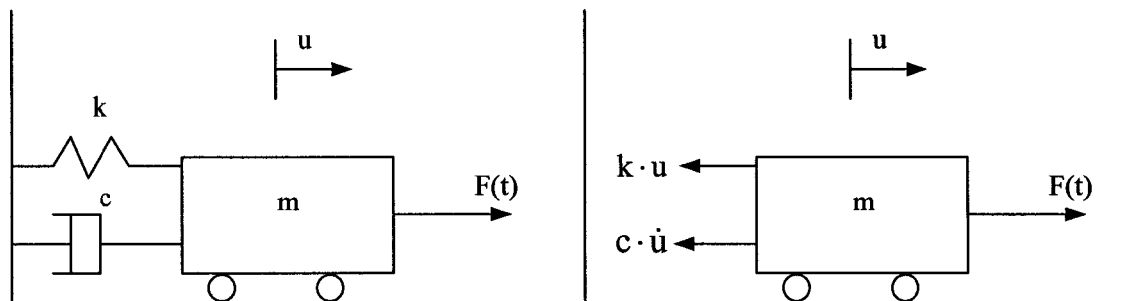


Figure 1 Problème dynamique avec force d'excitation (à gauche) et diagramme de corps libre de ce système (à droite)



### 1.1.2 Vibration libre

Si la force  $F(t)$  appliquée sur le système est nulle, on dit qu'il est en vibrations libres. En divisant tous les termes de l'équation (1-1) par  $m$ , on obtient :

$$\ddot{u} + \frac{c}{m}\dot{u} + \frac{k}{m}u = 0 \quad (1-3)$$

Le déplacement du système ne dépend alors que des conditions initiales appliquées. La réponse en vibrations libres fournit des caractéristiques importantes du système, qui seront présentées dans cette section.

En posant :

$$\omega = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (1-4)$$

et :

$$\zeta = \frac{c}{2\omega m} \quad (1-5)$$

l'équation (1-3) devient :

$$\ddot{u} + (2\zeta\omega) \cdot \dot{u} + \omega^2 \cdot u = 0 \quad (1-6)$$

On appelle  $\omega$  la pulsation angulaire du système et  $\zeta$  la fraction d'amortissement. On peut résoudre cette équation de façon analytique [6;7] en supposant que sa solution est de la forme  $u = e^{\lambda t}$ . En introduisant cette expression dans l'équation (1-6), on obtient :

$$e^{\lambda t} (\lambda^2 + (2\zeta\omega) \cdot \lambda + \omega^2) = 0 \quad (1-7)$$

Cette équation quadratique en  $\lambda$  doit être égale à zéro pour satisfaire l'égalité et admet deux solutions possibles :

$$\lambda_1, \lambda_2 = -\zeta\omega \pm \omega\sqrt{\zeta^2 - 1} \quad (1-8)$$

La solution de l'équation (1-3) dépend donc du signe de la racine carrée, et par conséquent de la valeur de la fraction d'amortissement  $\zeta$ . On distingue trois cas possibles. Le système suramorti ( $\zeta > 1$ ) ne présente aucune oscillation, le système sous-amorti ( $\zeta < 1$ ) vibre avec un décrement qui est fonction de l'amortissement, et le système à amortissement critique ( $\zeta = 1$ ) qui représente la transition entre les deux premiers cas. Seul le système sous-amorti présente un intérêt en génie civil. Dans ce cas, la solution de l'équation différentielle (1-6) est (voir [7] pour le développement complet) :

$$u = e^{-\zeta\omega t} (C_1 \cdot \cos(qt) + C_2 \sin(qt)) \quad (1-9)$$

avec  $C_1$  et  $C_2$  des constantes et  $q$ , la pulsation angulaire amortie :

$$q = \sqrt{\omega^2 (1 - \zeta^2)} \quad (1-10)$$

On constate une erreur très faible entre la pulsation amortie et la pulsation non amortie lorsque  $\zeta$  est faible.

L'équation (1-9) est composée de deux fonctions : une exponentielle décroissante et une onde sinusoïdale. La figure 2 illustre le résultat (pour  $\omega = 2\pi$ ,  $\zeta = 5\%$  et  $u(0) = 0$ ). On remarque aussi que la période ( $T$ ) est constante et égale à  $2\pi/\omega$ , soit 1s dans ce cas.

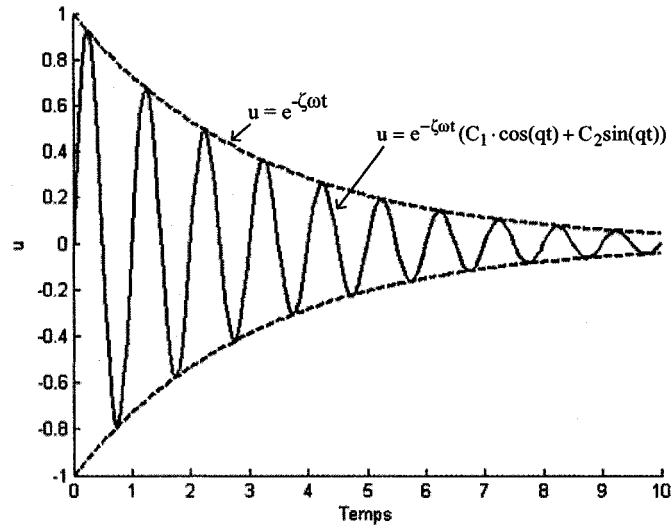


Figure 2 Vibration libre amortie pour  $\omega = 2\pi$  et un amortissement de 5 %

Pour une structure à un ddl, la méthode du décrément logarithmique est un bon moyen pour évaluer la fraction d'amortissement. La figure 2 montre que les maximums des oscillations coïncident avec la fonction exponentielle. Le rapport de l'amplitude des déplacements de deux crêtes successives  $n$  et  $n+1$  est donc :

$$\frac{u_n}{u_{n+1}} = e^{-\zeta\omega(t_n - t_{n+1})} = e^{-\zeta\omega T} \quad (1-11)$$

Le logarithme naturel de ces deux rapports est le décrément logarithmique  $\delta$  :

$$\delta = \ln \left( \frac{u_n}{u_{n+1}} \right) = \zeta \omega T \quad (1-12)$$

En rappelant que  $\omega = 2\pi/T$ , on obtient :

$$\zeta = \frac{\delta}{2\pi} \quad (1-13)$$

Notons que le cas de l'amortissement critique nous permet de définir la fraction d'amortissement critique ( $\zeta_{cr}$ ) et le coefficient d'amortissement critique ( $c_{cr}$ ) :

$$\zeta_{cr} = c/c_{cr} = 1 \quad (1-14)$$

$$c_{cr} = 2\omega m \quad (1-15)$$

### 1.1.3 Vibration forcée

En supposant une vibration forcée harmonique ( $F(t) = P_o \cdot \sin(\omega t)$ ), la forme la plus complète de l'équation (1-2) est :

$$m\ddot{u} + c\dot{u} + ku = P_o \cdot \sin(\omega t) \quad (1-16)$$

La solution générale de cette équation différentielle est la somme de la solution de l'équation (1-3) (la solution homogène) et d'une solution particulière. L'hypothèse posée cette fois est de la forme :

$$u = A \cdot \sin(\omega t) + B \cdot \cos(\omega t) \quad (1-17)$$

En substituant (1-17) dans (1-16), on trouve algébriquement les coefficients A et B. La solution complète de l'équation (1-16) est donc la somme d'un terme exponentiel décroissant (régime transitoire) et d'un terme représentant la réponse forcée (régime permanent) (voir [7] pour la démarche complète). En pratique toutefois, la solution du système approche la solution particulière et le terme transitoire est négligé.

À l'aide d'identités trigonométriques, l'équation (1-17) peut aussi être écrite sous la forme :

$$u = u_o \cdot \sin(\omega t - \phi) \quad (1-18)$$

Avec  $u_o = \sqrt{A^2 + B^2}$  étant l'amplitude de la réponse forcée et  $\phi$  l'angle de phase. En introduisant les expressions de A et B, on obtient :

$$u_o = \frac{\frac{P_o}{k}}{\sqrt{\left(1 - \frac{\omega^2}{\omega_n^2}\right)^2 + \left(2 \cdot \frac{c}{c_c} \cdot \frac{\omega}{\omega_n}\right)^2}} \quad (1-19)$$

Le terme  $P_o/k$  peut être interprété comme la déflexion d'un ressort sous une charge  $P_o$ . On l'appelle la déflexion statique  $u_{st}$ . On définit également l'amplification dynamique du système comme le rapport de l'amplitude maximale de la vibration forcée ( $u_o$ ) sur la déflexion statique :

$$D = \frac{u_o}{u_{st}} \quad (1-20)$$

L'équation (1-19) montre que pour une valeur d'amortissement donnée, l'amplification dynamique  $D$  est une fonction du rapport  $r$  des fréquences de la sollicitation forcée et de la fréquence naturelle du système (figure 3) :

$$D = \frac{1}{\sqrt{(1-r^2)^2 + (2 \cdot \zeta_{cr} \cdot r)^2}} \quad (1-21)$$

On voit que  $D = 1$  si  $r = 0$ , ce qui veut dire que lorsque le système oscille très lentement, la déflexion est égale à la déflexion statique. On remarque aussi que  $D = 0$  si  $r = \infty$ , ce qui veut dire que la déflexion est nulle lorsque le système oscille très rapidement. Lorsque  $r = 1$ , le système est en résonance et l'amplification tend vers l'infini si l'amortissement est nul.

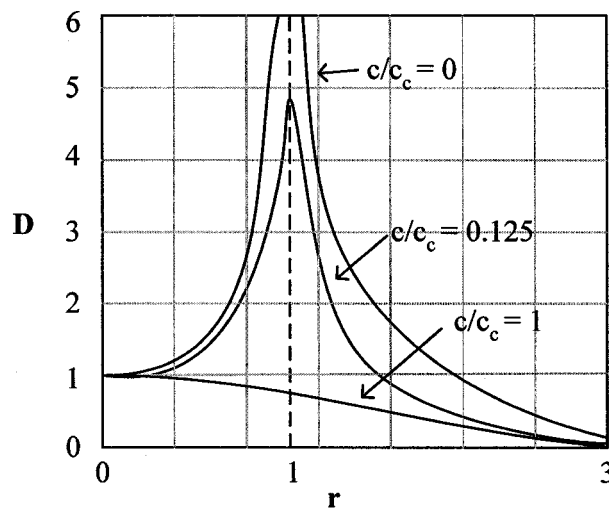


Figure 3 Réponse en fréquence d'un système à un degré de liberté soumis à une charge harmonique. L'amplification dynamique ( $D$ ) est représentée en fonction du rapport de fréquence ( $r$ ).

#### 1.1.4 Équivalence du problème sismique

Dans le cas d'un tremblement de terre, le terme  $F(t)$  de l'équation (1-2) n'est pas une force appliquée sur la masse, mais bien une force d'inertie causée par le mouvement du sol (figure 4).

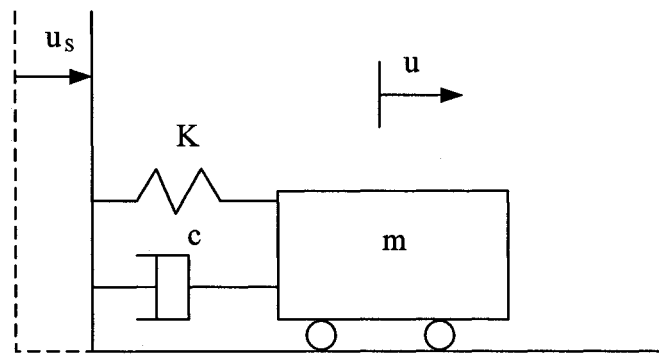


Figure 4 Problème avec mouvement du sol

Toujours en appliquant la deuxième loi de Newton, on obtient maintenant :

$$-ku - c\dot{u} = m(\ddot{u}_s + \ddot{u}) \quad (1-22)$$

ou encore :

$$m\ddot{u} + c\dot{u} + ku = -m\ddot{u}_s \quad (1-23)$$

On constate, en comparant les équations (1-2) et (1-23), l'équivalence entre l'application d'une force sur la masse et d'une accélération au sol. En d'autres mots, ce résultat montre que le problème sismique est équivalent au problème classique (base fixe), mais avec une force appliquée proportionnelle à l'accélération du sol.

## 1.2 Méthode de résolution

Pour un système à plusieurs ddl, l'équation (1-23) devient :

$$[M]\{\ddot{u}(t)\} + [C]\{\dot{u}(t)\} + [K]\{u(t)\} = \{F(t)\} \quad (1-24)$$

$[M]$ ,  $[C]$  et  $[K]$  sont les matrices de masse, d'amortissement et de rigidité, alors que  $\{\ddot{u}\}$ ,  $\{\dot{u}\}$  et  $\{u\}$  sont les vecteurs d'accélération, de vitesse et de déplacement.

Pour une charge dynamique quelconque comme un séisme, il est possible de résoudre cette équation différentielle de plusieurs façons. Un premier groupe de méthodes utilise une solution exacte de l'équation différentielle. En effet, cette solution est connue pour certains chargements précis. Par exemple, la méthode de l'intégrale de Duhamel représente la charge sismique par une succession d'impulsions dont on connaît la solution exacte [4]. Alternativement, une deuxième catégorie regroupe des méthodes dites numériques (Runge-Kutta, Newmark, Wilson, etc.). Ces méthodes fournissent une solution satisfaisante à l'équation différentielle pour chaque incrément d'un chargement quelconque. Le logiciel Ansys [8] utilise la méthode de Newmark [9].

Dans le cas où les propriétés de la structure changent au cours de la solution dynamique, on doit en plus utiliser une analyse non linéaire pas à pas dans le temps et intégrer directement les équations du mouvement. On divise les chargements (*load steps*) en sous-chargeements (*substeps*). Par exemple, dans le cas où la matrice  $[K]$  est fonction des ddl  $\{u\}$ , l'algorithme de Newton-Raphson utilise un certain nombre d'itérations pour atteindre l'équilibre. Les sous-sections qui suivent fournissent les grandes lignes de ces méthodes.



### 1.2.1 Méthode de Newmark

Cette section n'a pas pour but de décrire en détail la méthode de Newmark, mais simplement d'en donner un très bref aperçu. Le lecteur intéressé peut se référer à des ouvrages spécialisés [10;11].

L'hypothèse de base de cette méthode soutient que l'accélération entre les instants  $n$  et  $n+1$  est régie par une fonction d'interpolation. Cette fonction est déterminée par  $\alpha$  et  $\beta$ , les paramètres d'intégration de Newmark. On parvient à réécrire l'équation du mouvement en fonction de l'inconnu  $u_{n+1}$  :

$$(a_0[M] + a_1[C] + [K])\{u_{n+1}\} = \{F^a\} + [M](a_0\{u_n\} + a_2\{\dot{u}_n\} + a_3\{\ddot{u}_n\}) + [C](a_1\{u_n\} + a_4\{\dot{u}_n\} + a_5\{\ddot{u}_n\}) \quad (1-25)$$

Avec :  $a_0 = (\alpha \cdot \Delta t^2)^{-1}$ ;  $a_1 = (\beta / \alpha \cdot \Delta t)$   $a_2 = (\alpha \cdot \Delta t)^{-1}$ ;  $a_3 = (2\alpha)^{-1} - 1$ ;  
 $a_4 = (\beta / \alpha) - 1$  et  $a_5 = (\Delta t / 2)((\beta / \alpha) - 2)$ .

Les valeurs d'accélération et de vitesse à l'instant  $n+1$  sont par la suite déduites des valeurs de déplacements.

À noter que lorsqu'on choisit  $\alpha = 0.5$  et  $\beta = 0.25$ , la fonction d'interpolation est une constante (méthode de l'accélération constante moyenne) et la méthode est inconditionnellement stable.

### 1.2.2 Méthode de Newton-Raphson

Autant les forces élastiques de rappel, les forces d'amortissement et les forces d'inertie peuvent avoir un comportement non linéaire. Pour une structure soumise à un

tremblement de terre, l'hypothèse d'une matrice de masse constante est raisonnable. Cette hypothèse est moins vraie pour la matrice d'amortissement, mais est régulièrement utilisée pour la plupart des structures standards en génie civil. Dans le cas d'un amortisseur d'AMF, la non-linéarité de la rigidité nécessite par contre une solution itérative. Notons que cette technique aura aussi comme effet de prendre en compte l'amortissement d'hystérésis (section 1.3.1).

L'équation non linéaire à résoudre est donc :

$$\left[ K_i^T \right] \{ \Delta u_i \} = \{ F^a \} - \{ F_{i+n}^{nr} \} \quad (1-26)$$

où  $\left[ K_i^T \right]$  est la matrice de rigidité tangente,  $\{ \Delta u_i \}$  le vecteur des ddl (déplacements),  $\{ F^a \}$  le vecteur des forces appliquées et  $\{ F_{i+n}^{nr} \}$  le vecteur des réactions nodales (déterminées à l'aide des contraintes des éléments). L'indice  $i$  indique l'itération courante. Supposons que les déplacements  $u_i$  (la figure 5 de gauche) sont fournis par la dernière solution à avoir convergé. On calcule alors le déplacement nodal  $\Delta u$  à l'aide de l'équation (1-26). En ajoutant  $\Delta u$  à la position courante  $u_i$ , on obtient la prochaine approximation  $u_{i+1}$  qui correspond à la force  $F_a$ . On répète la procédure une deuxième fois avec une nouvelle rigidité et de nouvelles forces de réactions (figure 5 de droite). Le processus continue jusqu'à la convergence, fixée par le terme de droite de l'équation (1-26). On considère alors que  $F_a \approx F_{i+n}^{nr}$ .

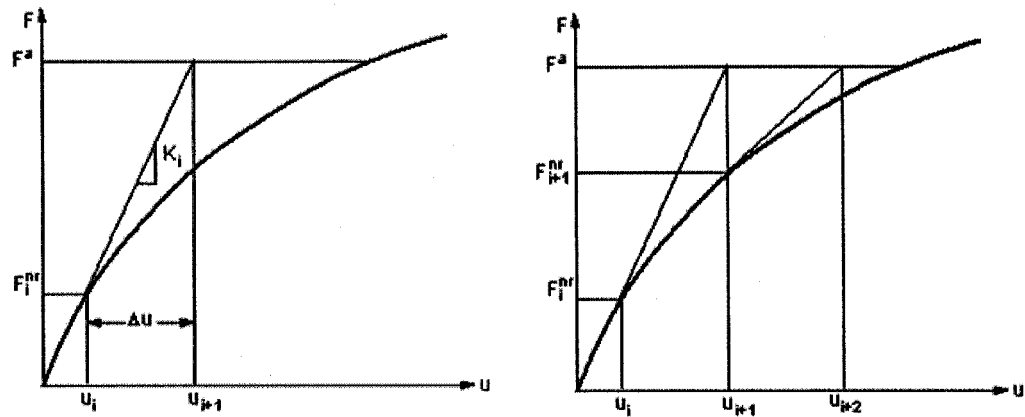


Figure 5 Première (à gauche) et seconde (à droite) itération de l'algorithme de Newton-Raphson (tiré de [9])

Tel que mentionné précédemment, plusieurs sous-chargements sont nécessaires pour suivre l'historique d'un chargement sismique. La figure 6 illustre une solution utilisant trois sous-chargements ( $F_1^a$ ,  $F_2^a$  et  $F_3^a$ ).

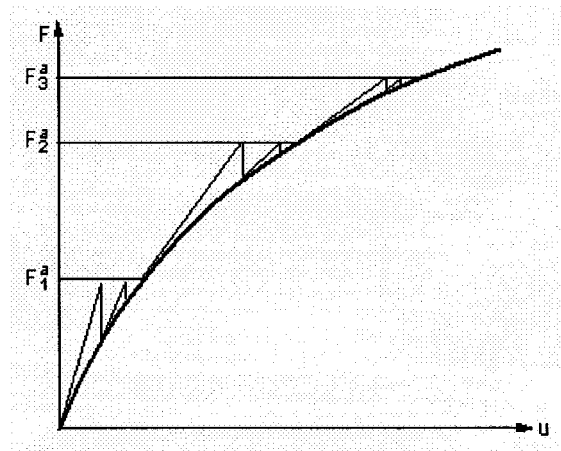


Figure 6 Procédure de Newton-Raphson utilisant trois sous-chargements (tiré de [9])

### 1.3 Amortissement

#### 1.3.1 L'amortissement en ingénierie

L'amortissement mécanique d'un matériau est sa capacité à dissiper de l'énergie lors d'une sollicitation mécanique cyclique. Pour les matériaux métalliques traditionnels, la friction interne (FI) causée par le mouvement hystérétique de défauts est à l'origine de l'amortissement. Pour le cas des AMF, le mouvement des interfaces de martensite est responsable de sa grande capacité d'amortissement [12]. Plusieurs auteurs identifient trois composantes de frottement dans les AMF [13-15] :

$$FI = FI_{TR} + FI_{TP} + FI_{INT} \quad (1-27)$$

$FI_{TR}$  est le frottement interne transitoire, qui apparaît uniquement lors d'un chauffage ou d'un refroidissement. Cette composante est responsable du maximum de FI observé lors de la transformation martensitique induite thermiquement.  $FI_{TP}$  est le frottement interne de transition de phase, associé à la transformation martensitique elle-même. Cette composante est responsable du maximum de FI observé lors de la transformation martensitique isotherme.  $FI_{INT}$  est le frottement interne intrinsèque. Il donne la contribution respective des phases austénitique ( $FI_{INT-A}$ ) et martensitique ( $FI_{INT-M}$ ), et dépend de la microstructure de chaque phase. Les auteurs cités dans cette section tentent de mesurer chacune de ces contributions, ce qui n'est pas le but de ce travail.

L'amortissement est un phénomène complexe que l'on inclut dans la plupart des problèmes dynamiques d'ingénierie. Dû à cette complexité, il existe différentes méthodes, plus ou moins fondamentales, pour l'introduire dans un problème d'éléments finis. Nous en distinguerons trois catégories : l'amortissement visqueux, l'amortissement de Coulomb et l'amortissement d'hystérésis. Il sera ensuite démontré qu'il est possible

de ramener l'amortissement mesuré sous la forme d'un amortissement visqueux équivalent, sans égard à sa nature.

### 1.3.1.1 Amortissement visqueux

Cette méthode présume que les forces d'amortissement sont proportionnelles à l'amplitude de la vitesse :

$$F_v^A = c \cdot \dot{u} \quad (1-28)$$

C'est le type de force qui se développe lorsque le mouvement d'un corps est restreint par un fluide visqueux. Puisqu'elle est mathématiquement simple, on utilise fréquemment cette méthode. La meilleure façon de la traiter est d'introduire l'amortissement équivalent de Raleigh :

$$[C] = \alpha [M] + \beta [K] \quad (1-29)$$

On exprime la matrice  $[C]$  en fonction des matrices  $[M]$  et  $[K]$  entre autres pour des raisons d'orthogonalité en analyse modale. Il existe des techniques mathématiques pour estimer les coefficients  $\alpha$  et  $\beta$  [16]. S'il est possible d'effectuer des essais expérimentaux, le plus simple est de faire un test en vibrations libres et d'ajuster les coefficients  $\alpha$  et  $\beta$  de façon à ce que les oscillations numériques et réelles correspondent.

Si la masse se déplace sur une distance  $du$  sous l'action de la force  $F_v^A$ , le travail élémentaire accompli est :

$$dW = F_v^A \cdot du \quad (1-30)$$

Sur un intervalle de temps  $dt$ , et en utilisant la définition (1-28), la puissance élémentaire est [17] :

$$\frac{dW}{dt} = c \cdot \left( \frac{du}{dt} \right)^2 \quad (1-31)$$

En introduisant l'équation du mouvement harmonique provenant de l'équation (1-18) dans (1-31), on obtient l'expression de l'énergie dissipée durant un cycle de période  $T=2\pi/\omega$  :

$$E_D = c \cdot u_o^2 \cdot \omega^2 \int_0^{2\pi/\omega} \cos^2(\omega t - \phi) dt = \pi \cdot c \cdot \omega \cdot u_o^2 = 2\pi \cdot \zeta \cdot r \cdot k u_o^2 \quad (1-32)$$

### 1.3.1.2 Amortissement de Coulomb

Ce type d'amortissement est associé aux effets de friction lorsque deux surfaces sèches glissent l'une par rapport à l'autre. Ce type d'amortissement est non pas proportionnel à la vitesse, mais à la force normale  $F_N$  entre les deux surfaces et à leurs coefficients de friction  $\mu_k$  :

$$F_C^A = \mu_k \cdot F_N \quad (1-33)$$

### 1.3.1.3 Amortissement d'hystérésis

Aussi connu comme amortissement *structural* ou *solide*, ce type d'amortissement est dû à la friction interne (FI) du matériau ou du système. Dans le premier cas, il en est une caractéristique propre. Dans le second, il peut représenter la perte d'énergie dans des joints structuraux [18]. Ce type d'amortissement est présent dans tous les systèmes

mécaniques. On l'évalue par la surface sous la courbe de contrainte-déformation. Cette surface est très faible pour les matériaux standards, mais elle est importante pour les AMF.

### 1.3.2 Amortissement équivalent

Des membrures d'AMF installées sur une structure ajoutent une source supplémentaire d'amortissement dû à leur comportement hystérétique. La figure 7 schématise ce système.

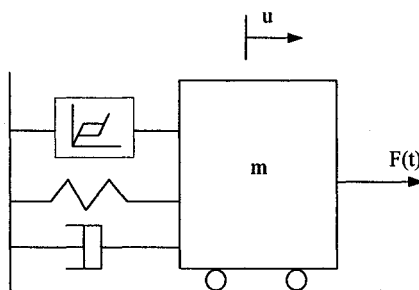


Figure 7 Modèle mécanique équivalent d'une structure munie d'amortisseurs d'AMF

Dans une analyse non-linéaire, cet amortissement intrinsèque sera pris en compte. Cependant, pour des fins de comparaison avec les systèmes dissipatifs existants, la notion d'amortissement équivalent est utilisée.

Puisqu'elle est simple à implémenter, nous utilisons l'amortissement visqueux pour traiter les deux autres types, via le concept de *coefficient d'amortissement équivalent* ( $\zeta_{eq}$ ). Cette approximation est faite selon les hypothèses que le mouvement est harmonique et que l'énergie dissipée dans un cycle du système étudié ( $E^*$ ) est égale à

l'énergie que dissiperait un amortisseur visqueux de coefficient  $\zeta_{eq}$  ( $E_D$ ) [17]. Donc, avec l'équation (1-32) on obtient :

$$\zeta_{eq} = \frac{E^*}{2\pi \cdot r \cdot k \cdot u_o^2} \quad (1-34)$$

La figure 8 illustre  $E^*$  pour un AMF superélastique et l'énergie élastique  $E_s$  emmagasinée pour un déplacement  $u_o$ . Cette énergie élastique est égale à :

$$E_s = \frac{1}{2} k_s \cdot u_o^2 \quad (1-35)$$

où  $k_s$  est la rigidité équivalente du modèle élastique. En combinant (1-34) et (1-35) on obtient :

$$\zeta_{eq} = \frac{E^*}{4\pi \cdot r \cdot E_s} \quad (1-36)$$

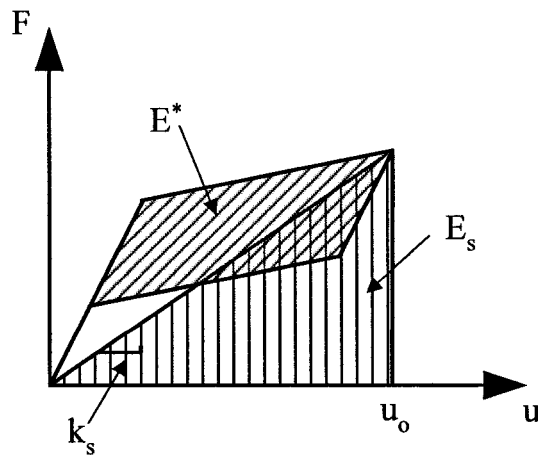


Figure 8 Force vs déplacement pour un cycle de chargement d'un matériau AMF superélastique. L'énergie dissipée pendant ce cycle ( $E^*$ ) et l'énergie élastique maximum emmagasinée sont illustrées.



Il est possible d'effectuer un test de vibration à la résonance ( $r = 1$ ) sur la structure, et de simplement mesurer les surfaces  $E^*$  et  $E_s$  pour calculer  $\zeta_{eq}$ . Certains auteurs utilisent cette technique pour évaluer la capacité d'amortissement des AMF dans différentes situations [19-21]. Ils effectuent par contre des tests de traction sur un échantillon, et posent la valeur  $r$  égale à un.

#### 1.4 Systèmes d'amortissement sismique existants

Un tremblement de terre transmet à la structure une certaine quantité d'énergie cinétique. Les constructions standards (cadres résistants aux moments, contreventements, etc.) résistent aux charges sismiques en contrôlant la position et l'intensité des dommages. En plus de l'énergie déjà dissipée par la structure conventionnelle sous forme de chaleur et d'hystérésis (dommages structuraux), il est possible de dissiper une quantité d'énergie supplémentaire.

Les dispositifs de dissipation d'énergie peuvent être divisés en trois grandes catégories [22] : l'isolation à la base, le contrôle actif ou semi-actif, et la dissipation passive d'énergie.

Des trois groupes, le plus étudié est le système d'isolation à la base. Il a pour but de séparer, par sa faible rigidité latérale, la structure et le sol. Le dispositif le plus utilisé est l'isolateur élastomère avec noyau de plomb, développé en 1982 (figure 9). Ce système se compose d'une alternance de couches d'élastomère et d'acier solidement assemblées par vulcanisation et d'un noyau central de plomb. En installant un tel dispositif sous chaque point porteur de la structure, on déplace la fréquence naturelle de la structure en dessous de la plage des fréquences prédominantes des séismes courants.

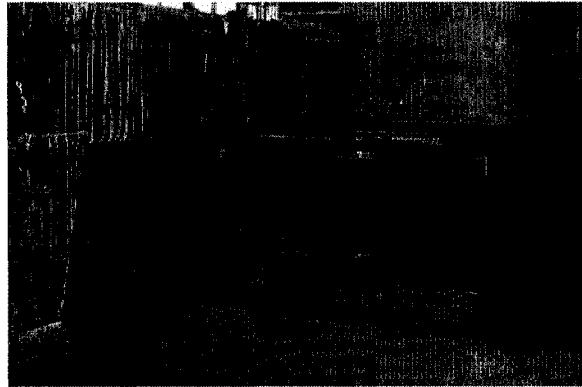


Figure 9 Isolation à la base du Martin Luther King Jr. Civic Center, à Berkeley, CA [23]

Les systèmes à contrôle actif ou semi-actif sont des systèmes asservis munis de contrôleurs et de capteurs pour agir sur la structure en temps réel. La combinaison de systèmes actifs et passifs pour la réduction des risques sismiques a fait l'objet de plusieurs études ces dernières années [24], et certains dispositifs actifs ou semi-actifs utilisent même les AMF [25]. En ce qui nous concerne, seulement les systèmes passifs seront étudiés. Les sections qui suivent proposent donc une brève description de quelques systèmes à dissipation passive d'énergie.

#### 1.4.1 Amortisseurs métalliques ductiles (*Metallic yield dampers*)

Une des façons de stabiliser les structures est d'utiliser l'énergie dissipée lors de la déformation plastique des métaux [26]. Ces systèmes sont généralement en acier, et en forme de 'x' ou de triangle (figure 10) dans le but d'obtenir un écoulement plus ou moins uniforme dans la pièce. Les avantages de ce type d'amortisseur sont leur comportement stable, leur fiabilité à long terme, et leur bonne résistance aux conditions environnementales et thermiques. Par contre, la capacité à dissiper de l'énergie pendant un événement de longue durée est incertaine, étant donné l'écoulement progressif de ses

composantes. Plusieurs de ces systèmes sont actuellement en service en Amérique du Nord et au Japon [27].

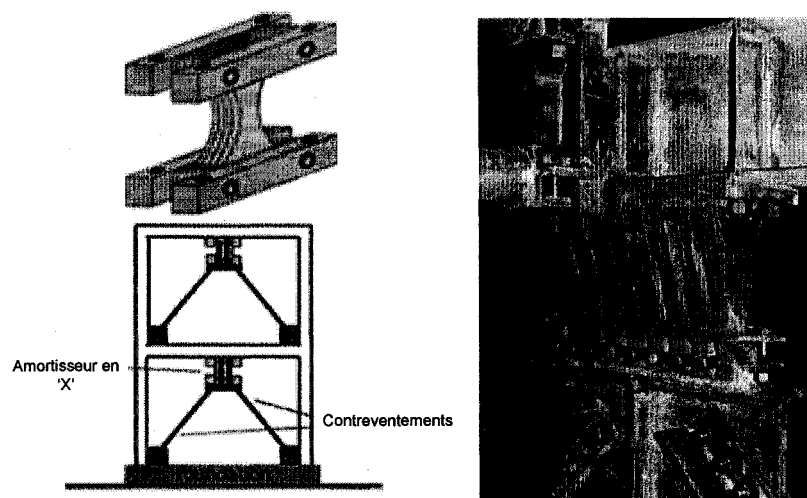


Figure 10 Amortisseurs métalliques ductiles ; (à droite) en forme de 'x' [28], (à gauche) en forme de triangle [29]

#### 1.4.2 Amortisseurs à friction

Proposés par les chercheurs canadiens Pall et Marsh (1982), les amortisseurs à friction sont conçus pour que des pièces mobiles frottent les unes sur les autres pendant un séisme, et demeurent rigides pour des sollicitations moins importantes [30;31]. Ce mouvement crée une friction qui dissipe l'énergie et évite la plastification des membrures. Ce système possède un avantage majeur sur les systèmes métalliques à déformation ductile : il permet d'obtenir des boucles d'hystérésis beaucoup plus stables (figure 11 à droite). De plus, le comportement est peu affecté par la fréquence de sollicitation ou par les variations de température. Le principal problème réside dans la difficulté de maintenir de bonnes propriétés de friction durant une longue période d'inactivité, notamment dû à la corrosion ou à la relaxation de la force normale imposée

aux plaques [27]. De tels systèmes sont présentement en fonction à travers le monde [32].

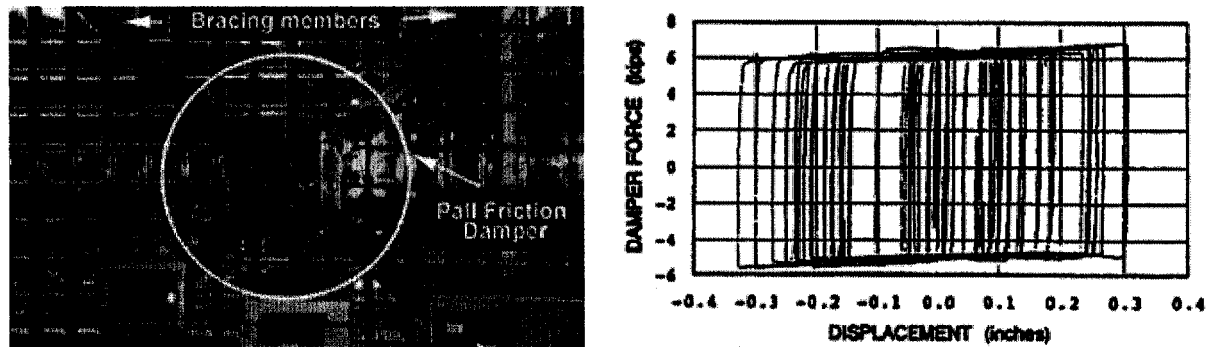


Figure 11 À gauche : Amortisseur à friction installé à l'université Concordia à Montréal. À droite : boucles d'hystérésis d'un amortisseur à friction [27].

#### 1.4.3 Amortisseurs viscoélastiques

Un amortisseur viscoélastique [33;34] consiste en un assemblage de couches de polymère et d'acier. Initialement conçus pour contrôler les forces de vents, ces dispositifs sont depuis peu utilisés pour les applications sismiques. L'énergie est dissipée lors du cisaillement du matériau viscoélastique via le déplacement relatif de la plaque centrale et de la bride (figure 12). Le principal désavantage de ce dispositif est que les matériaux viscoélastiques ont tendance à se ramollir lorsque la température augmente. Ces dispositifs sont en service dans certaines constructions aux États-Unis [27].

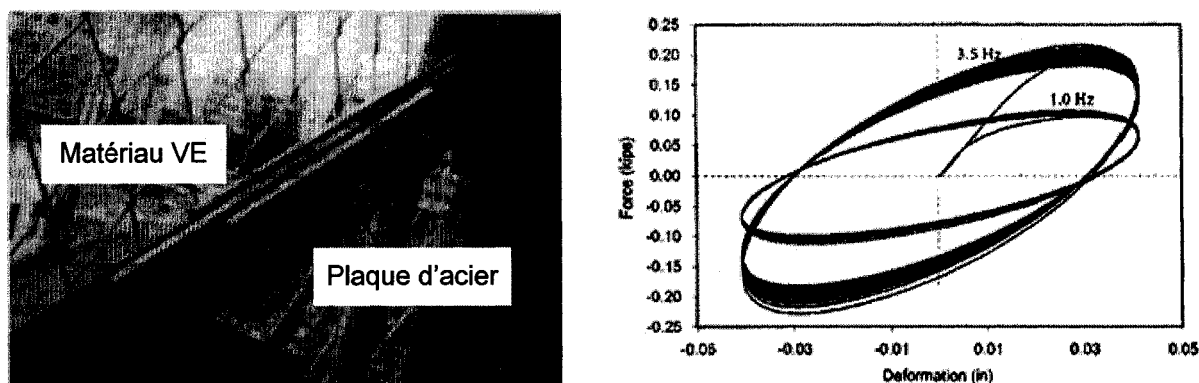


Figure 12 Amortisseur viscoélastique. À gauche : une installation expérimentale de Chang et al. [33]. À droite, le comportement de cet amortisseur [33].

#### 1.4.4 Amortisseurs à fluide visqueux

Ce type de système utilise la technologie des vérins hydrauliques. Il s'agit simplement d'un piston inséré dans un cylindre rempli d'un fluide viscoélastique (huile ou silicone). Le fluide est forcé de passer dans les orifices du piston lorsque ce dernier se déplace, créant ainsi de la friction. Une partie de l'énergie sismique est alors dissipée en chaleur. L'efficacité de ces dispositifs, souvent utilisés en contrôle semi-actif, a été étudiée expérimentalement par Constantinou et al. [35;36]. Bien que très efficaces, ces systèmes sont encombrants et coûteux. Ils sont présentement en service sur plusieurs édifices et ponts [37].

#### 1.4.5 Amortisseurs à masse calibrée (*Tuned mass damper*)

Un amortisseur à masse calibrée est constitué d'une masse qui se déplace relativement à la structure lorsque celle-ci est excitée. La masse est reliée à la structure par un ressort et un amortisseur. Ainsi, lorsqu'un séisme excite la structure, une partie de l'énergie est

dissipée par l'amortisseur. Sadek et al. [38] proposent une méthode pour calculer les paramètres optimums du système.

## 1.5 Comportement des AMF

### 1.5.1 Introduction aux AMF

Les alliages à mémoire de forme (AMF) sont une classe de matériaux qui possède des caractéristiques uniques. Dans la phase basse température, ou phase martensitique ( $T$  en dessous de la température de fin de transformation martensite  $M_f$ , figure 13-A), la structure cristalline du matériau sans charges appliquées a une configuration auto-accommodante (*twinned martensite*). Dans ce cas, l'orientation des mailles de martensite est aléatoire et chaque région du matériau dont les mailles sont orientées dans la même direction se nomme variante. Si une contrainte est appliquée, les mailles se déforment en cisaillement et il en résulte une configuration à forte prévalence directionnelle nommée martensite orientée. Lorsque la contrainte est retirée, la structure demeure déformée. Contrairement aux métaux classiques, ce processus est réversible. En chauffant le matériau à une température au dessus de la température de fin de transformation austénitique  $A_f$ , la déformation est récupérée. Ce processus est appelé *effet mémoire de forme*.

Dans la phase haute température, ou phase austénitique ( $T$  au dessus de  $A_f$ , courbe B), une structure cristalline non cisillée est présente à contrainte nulle (mailles de forme cubique centrée). Dans ce cas, une structure martensitique peut être obtenue en appliquant une contrainte (transformation directe). Due à l'instabilité de la martensite à cette température, cette déformation est complètement réversible. Le retrait de la contrainte retransforme le matériau dans sa phase austénitique originale (transformation inverse) : c'est l'*effet superélastique*.

À plus haute température (courbe C), la limite d'écoulement de l'alliage est plus faible que la contrainte critique de transformation directe. Dans cette situation, si une déformation suffisante est appliquée, une déformation permanente apparaît due à la déformation plastique de l'alliage. La plage de température à l'intérieur de laquelle le matériau possède des caractéristiques superélastiques se nomme la fenêtre pseudoélastique.

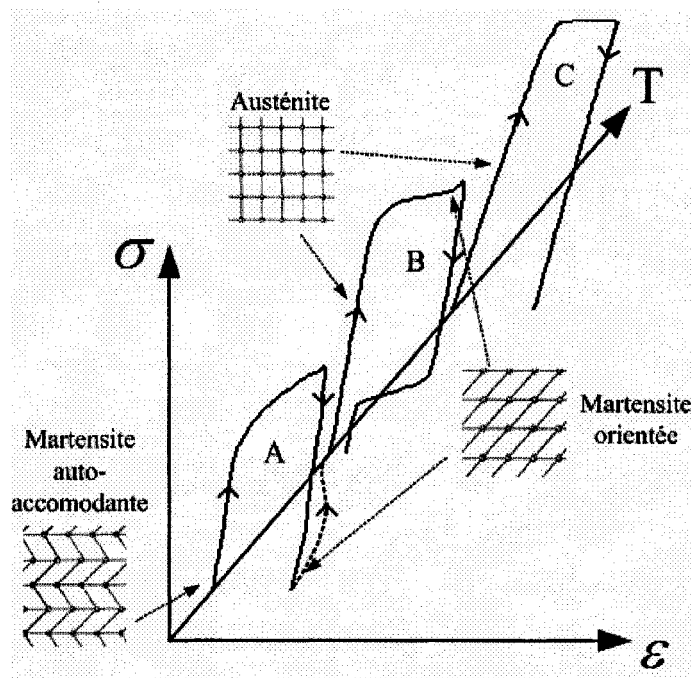


Figure 13 Schématisation du concept général d'un AMF

Avec les alliages polycristallins, généralement employés dans les applications, les transformations de phases s'effectuent sur une plage de contrainte (ou de température). Ainsi, dans le cas d'une transformation superélastique à température supérieure à  $A_f$ , la transformation directe (martensitique) a lieu entre les contraintes de début et de fin de transformation directe, respectivement  $\sigma_{Ms}$  et  $\sigma_{Mf}$ . De la même façon, la transformation

inverse (austénitique) s'effectue entre les contraintes  $\sigma_{As}$  et  $\sigma_{Af}$ . Entre ces contraintes critiques, les phases austénite et martensite coexistent.

### 1.5.2 Caractérisation des AMF

La modélisation du comportement des AMF nécessite la détermination de plusieurs paramètres. Comme expliqué à la section précédente, l'alliage se comporte différemment en fonction de son état de contrainte, de déformation et de température. La dépendance entre ces paramètres fait des AMF des matériaux de nature thermoélastique.

L'équation de Clausius-Clapeyron décrit l'évolution des températures de transformation en fonction des contraintes appliquées. Pour un élément de matière sujet à une force de traction  $F$ , la coexistence des phases solide-solide s'énonce [39] :

$$\left( \frac{dF}{dT} \right)_{eq} = \frac{V \cdot \ell}{T \cdot \Delta L} \quad (1-37)$$

où  $V$  est le volume,  $\ell$  la chaleur latente en  $J/m^3$  (chaleur requise pour la transition de phase), et  $\Delta L$  l'allongement. On peut aussi écrire [40] :

$$\left( \frac{d\sigma}{dT} \right)_{eq} = \frac{-\Delta H}{T \cdot \varepsilon \cdot V} \quad (1-38)$$

où  $\Delta H$  est l'enthalpie de transformation en Joules,  $\varepsilon$  la déformation et  $\sigma$  la contrainte.

Il est possible de représenter les contraintes critiques de transformation des phases en fonction de la température dans ce que l'on nomme le diagramme d'état (figure 14). On construit ce graphique en réalisant des essais de traction mécanique à différentes températures et en reportant les contraintes critiques sur le diagramme d'état. La pente



obtenue est un paramètre important pour la modélisation : le coefficient de Clausius-Clapeyron ( $d\sigma/dT$ ). Il quantifie la dépendance entre la température et la contrainte.

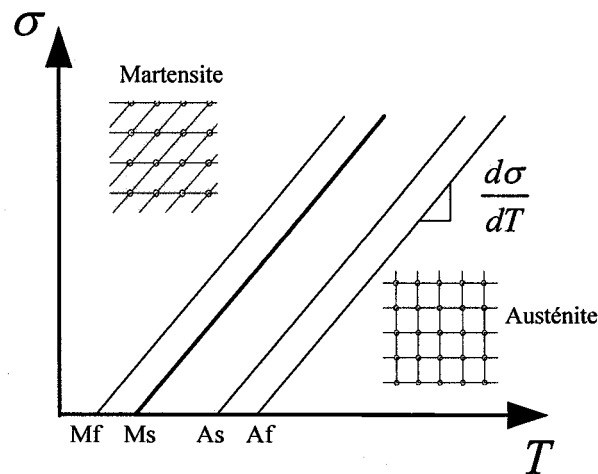


Figure 14 Diagramme d'état classique d'un AMF

La technique de calorimétrie différentielle à balayage (DSC) mesure le flux de chaleur associé aux transformations solide-solide des AMF. L'information fournie par ces essais est le flux de chaleur en fonction de la température balayée (figure 15). La transformation directe est détectée au refroidissement (entre  $M_s$  et  $M_f$ ) et est de nature exothermique. La transformation inverse est détectée au chauffage (entre  $A_s$  et  $A_f$ ) et est de nature endothermique. En plus d'obtenir les températures de fin et de début de transformation de phases, la surface sous les courbes représente l'enthalpie de transformation martensitique  $\Delta H_M$  et austénitique  $\Delta H_A$ .

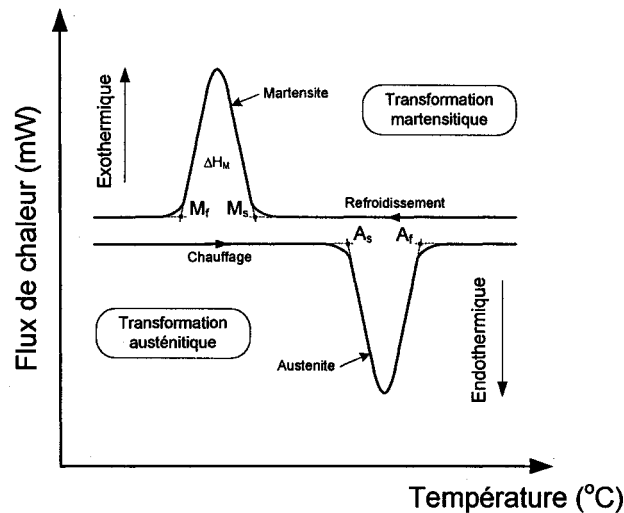


Figure 15 Résultat typique d'un essai de DSC (adaptée de [41])

### 1.5.3 Propriétés dynamiques des AMF

Bien qu'un grand nombre de chercheurs aient étudié en détail les caractéristiques des AMF, rares sont ceux qui se sont concentré sur leurs caractéristiques dynamiques en vue d'applications sismiques. Une des principales contributions dans ce domaine nous vient d'une initiative conduite par la Commission européenne : le projet MANSIDE (*Memory Alloys for New Structural Isolating Devices*). De 1995 à 1999, des chercheurs ont travaillé à la validation expérimentale et au développement de dispositifs de protection sismique basés sur les AMF [19;20;42]. Pour le présent travail, les effets de la température et de la fréquence de sollicitation seront d'abord revus en profondeur. Ensuite, d'autres paramètres tels le nombre de cycles, l'amplitude de la déformation et le diamètre de l'échantillon seront sommairement abordés.

### 1.5.3.1 Température et fréquence

Plusieurs études prouvent que la vitesse de déformation (ou la fréquence de cyclage) des AMF influence leur comportement mécanique [12;39;43-52]. Cette dépendance à la vitesse est principalement associée au fait que le spécimen cyclé voit sa température augmenter pendant l'essai. D'une part, la transformation directe s'effectue de façon exothermique, tandis que la transformation inverse est endothermique. D'autre part, l'hystérésis provoquée par le FI produit de la chaleur. Pour une vitesse de déformation élevée, la convection à la surface du fil peut ne pas avoir suffisamment de temps pour dissiper l'énergie, ce qui cause une augmentation de la température dans le fil (figure 16). Étant donné la nature thermomécanique des AMF, cette augmentation de température affecte les propriétés mécaniques.

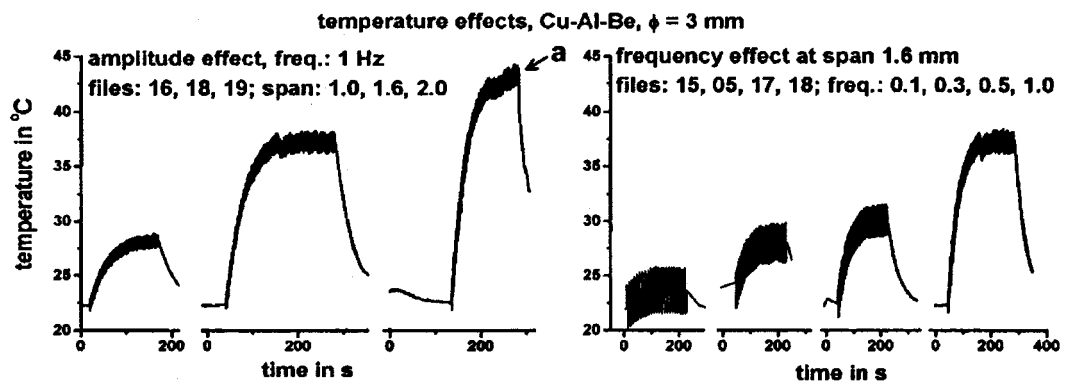


Figure 16 Effet de l'amplitude de déformation et de la vitesse de cyclage sur la température d'un fil de CuAlBe de 3 mm de diamètre. À gauche : vitesse de cyclage de 1 Hz, déformation maximale de 2.0, 3.2 et 4.0% respectivement. À droite : déformation de 3.2%, vitesse de cyclage de 0.1, 0.3, 0.5 et 1.0 Hz respectivement. Tiré de [7].

Tobushi et al. [50] effectuent des essais dynamiques (0.1 à 100 %/min) sur un fil de NiTi de 0.75 mm de diamètre. À partir d'une vitesse de déformation de 10%/min, on observe

une augmentation constante de  $\sigma_{Ms}$  et de  $\sigma_{Mf}$ , et une diminution de  $\sigma_{As}$  et  $\sigma_{Af}$  (figure 17 de gauche). Étant donné que  $\sigma_{Mf}$  et  $\sigma_{Af}$  montrent une variation plus importante que  $\sigma_{Ms}$  et  $\sigma_{As}$ , les pentes de transformation directes et inverses augmentent.

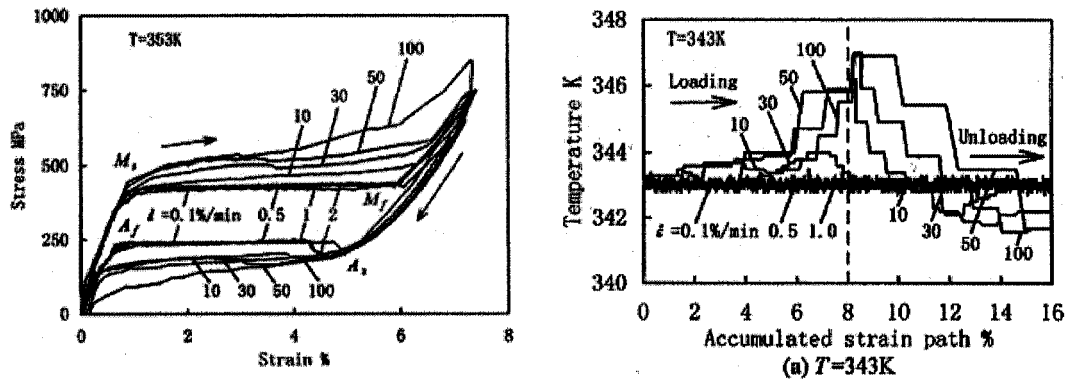


Figure 17 À gauche : Diagramme contrainte-déformation pour des vitesses de cyclage de 0.1 à 100 %/min. À droite : Variation de la température du fil en fonction de la déformation pour des vitesses de cyclage de 0.1 à 100 %/min. Tiré de [50].

Les auteurs mesurent ensuite la variation de température du fil à l'aide d'un thermocouple (figure 17 de droite). Pour de faibles vitesses, la transformation est isotherme dû à la quantité suffisante d'énergie diffusée par convection naturelle. Inversement, à haute vitesse, la température augmente significativement au chargement et diminue au déchargement. Tobushi observe que l'élévation de contrainte prédite à l'aide du diagramme d'état et des températures mesurées est plus faible que la variation de contrainte observée. En effet, l'étude mentionne que la mesure à l'aide des thermocouples n'est pas très précise et représente un obstacle à la vérification des données. Des résultats semblables sont reportés par Matsui et al. [48] et Lin et al. [49].

Leo et al. [47] obtiennent des résultats expérimentaux similaires à ceux de Tobushi. Ils utilisent un modèle numérique pour prédire le comportement mécanique de fils de NiTi

de 0.65 mm de diamètre. Une relation thermodynamique basée sur l'énergie libre décrit le comportement mécanique, tandis que le concept de balance thermique incluant conduction, convection et radiation modélise les échanges de chaleur. Leur modèle est efficace pour prédire les contraintes de début de transformation. Par contre, il est incapable de capter le comportement dynamique pendant la transformation (le changement de pente). Pour expliquer cette lacune, ils soulignent le fait que l'énergie libérée pendant la transformation n'est pas uniforme, et qu'il faudrait prendre en compte cet aspect dans les calculs.

Les articles de Leo et Tobushi se limitent à des fréquences inférieures à 0.26 Hz. Pour espérer comprendre le comportement dynamique des AMF en vue d'applications sismiques, nous devons étendre l'étude sur une plage de fréquences plus importante. Wolons et al. [46] et Gandhi et al. [45] fournissent des résultats pour des fréquences allant jusqu'à 6 Hz, et confirment que le comportement dynamique est différent pour de telles vitesses. Les essais de traction dynamiques sur des fils de NiTi de 0.5 mm de diamètre montrent que la surface d'hystérésis diminue lorsque la fréquence augmente considérablement, alors que les études de Leo et Tobushi concluaient en une augmentation de la surface d'hystérésis. Autre conclusion importante, la largeur d'hystérésis semble se stabiliser avec l'augmentation de la fréquence.

Piedboeuf et al. [44] étudient l'effet de la vitesse de déformation sur des fils de NiTi de 0.1 mm de diamètre. Cette étude met en évidence à la fois les phénomènes à basse fréquence reportés par Leo et Tobushi et ceux à fréquences plus élevées reportés par Gandhi. De plus, les auteurs simulent le changement de température dans le fil à l'aide de la notion de bilan thermique. La figure 18 illustre le comportement des fils pour quatre vitesses de cyclage, suite à l'application d'une déformation de 4% sur des échantillons stabilisés. On constate une évolution de la forme de la courbe. Jusqu'à la fréquence de 0.1 Hz, les contraintes  $\sigma_{Ms}$  et  $\sigma_{Mf}$  augmentent tandis que les contraintes  $\sigma_{As}$  et  $\sigma_{Af}$  diminuent, résultant en une augmentation de la surface d'hystérésis. Pour les

vitesses plus élevées, la pente de la transformation inverse s'accroît. De plus, les contraintes de transformation inverse augmentent plus rapidement que les contraintes de transformation directe, créant cette fois une diminution de la surface d'hystérésis. Cette surface atteint donc un maximum, que les auteurs expliquent à l'aide des variations de température que prévoient les simulations thermiques.

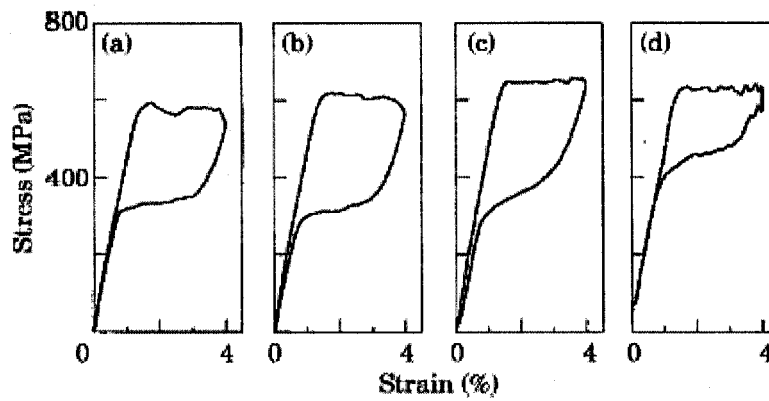


Figure 18 Diagrammes contrainte-déformation pour des vitesses de cyclage de a) 0.01 Hz, b) 0.1 Hz, c) 1 Hz et d) 10 Hz (tiré de [44])

Pour la fréquence quasi statique de 0.01 Hz, un équilibre est atteint entre la génération et la dissipation d'énergie, entraînant une faible variation de température (2 °C). Pour une fréquence de 0.1 Hz, la convection n'a pas le temps de dissiper toute la chaleur produite, et par conséquent le plateau de transformation directe augmente dû à l'autochauffage du fil. Pendant le déchargement, la température s'abaisse en dessous de la température ambiante, ce qui fait descendre le plateau de transformation inverse et augmente ainsi la surface d'hystérésis. Si la fréquence augmente à 1 Hz, l'augmentation de température est très importante (20 °C) et la température au retour reste au-dessus de la température ambiante, ce qui diminue la surface d'hystérésis.

Nakayama et al. [53] proposent une modification du modèle de Tanaka [54] en ajoutant un paramètre de sensibilité à la fréquence de cyclage. Ils prédisent le comportement d'un fil de NiTi sur différentes vitesses en tenant compte de l'élévation de température de la transformation directe.

Shaw et al. [55] étudient la distribution de température le long d'un fil superélastique à l'aide de plusieurs thermocouples. Ils observent que la distribution de température est non homogène pendant les transformations de phases. En effet, la création de martensite s'amorce simultanément à plusieurs endroits, et généralement près des points d'attache de la machine de traction (dû aux concentrations de contrainte). Conséquemment, la déformation mesurée sera elle aussi non uniforme [56].

Dolce et al. [19] s'intéressent aux effets de l'augmentation de la température et de la fréquence de cyclage sur les capacités d'amortissement des AMF. Des essais de traction isothermes sont réalisés sur des fils de NiTi de 1.84 mm de diamètre préalablement cyclés. La fréquence de l'essai varie de 0.02 à 4 Hz. Dans cette gamme de fréquences, l'énergie dissipée diminue de 18 % alors que l'amortissement équivalent ( $\zeta_{eq}$ ) diminue de 25 %. Les changements observés sur les boucles d'hystérésis sont une diminution de son épaisseur et une translation vers le haut du diagramme. À noter toutefois que le comportement est pratiquement stable de 0.2 à 4 Hz. Les auteurs attribuent la détérioration des propriétés aux effets d'autochauffage. Piedboeuf et al. [44] observent un comportement plus complexe en cyclant leurs fils de NiTi de 0.1 mm de diamètre à différentes fréquences entre 0.01 et 10 Hz. L'amortissement augmente puis diminue à nouveau en passant par un maximum à 0.1 Hz. L'interaction complexe entre les valeurs de  $E^*$  et  $E_s$  explique ce comportement (voir figure 8 et figure 18).

Toujours dans l'article de Dolce et al., une autre série de tests est conduite à la fréquence constante de 0.02 Hz. Cette fois, la température ambiante varie de -10 °C à 40 °C. On observe que la boucle d'hystérésis se déplace vers le haut, mais que son épaisseur

demeure pratiquement constante. Ce comportement se traduit par une quantité d'énergie dissipée presque constante, et par une diminution de  $\zeta_{eq}$  qui passe de 13% à 8%.

Finalement, McCormick et al. [57] étudient comment les paramètres du précyclage mécanique (nombre de cycles, vitesse de chargement et amplitude du chargement) affectent les propriétés de fils de NiTi de 2.16 mm de diamètre. Les auteurs notent une variation importante de  $\sigma_{Ms}$ , de  $\varepsilon_r$  et de  $\zeta_{eq}$ . Entre autres,  $\zeta_{eq}$  diminue de 40% lorsque la fréquence du précyclage passe de 0.025 Hz à 0.05 Hz.

### 1.5.3.2 Effets du nombre de cycles

Le nombre de cycles affecte grandement les performances de l'alliage [58-60]. Les principaux effets observés sur le diagramme de contrainte-déformation sont une diminution des plateaux de transformations directe et inverse et une augmentation de la déformation résiduelle ( $\varepsilon_r$ ). La diminution du plateau de transformation directe est beaucoup plus importante que celle du plateau de transformation inverse, ce qui provoque une diminution de la surface d'hystérésis.

Ces changements se traduisent par une diminution de  $\zeta_{eq}$  et de la quantité d'énergie dissipée par cycle. On observe que l'accumulation des déformations résiduelles (figure 19 de gauche), la contrainte  $\sigma_{Ms}$  (figure 19 au centre) et la largeur de la surface d'hystérésis (figure 19 à droite) se stabilisent après un certain nombre de cycles. Cette observation met en évidence l'importance du précyclage dans le but d'obtenir un comportement constant et prédictible des amortisseurs.



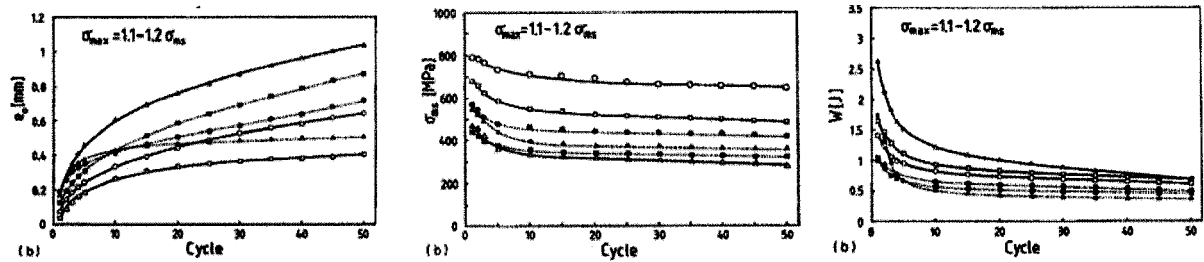


Figure 19 Effet du nombre de cycles sur : la déformation résiduelle (à gauche), la contrainte de début de transformation martensitique (au centre) et l'énergie dissipée (à droite), pour trois alliages de NiTi et trois alliages de NiTiCu (essais à contrainte maximale constante). Tiré de [58].

L'étude de McCormick et al. [57] sur les paramètres du précyclage mécanique montre peu de variations de  $\sigma_{Ms}$ , de  $\epsilon_r$  et de  $\zeta_{eq}$  lorsque le nombre de cycles d'entraînement passe de 20 à 60.

### 1.5.3.3 Amplitude de la déformation et diamètre de l'échantillon

La principale observation en ce qui concerne l'effet de la valeur de déformation maximale d'un essai de traction sur un fil de NiTi est que l'énergie dissipée par cycle varie de façon exponentielle avec la déformation [19]. Autre observation importante,  $\zeta_{eq}$  augmente de façon linéaire pour des déformations inférieures à 5%, mais diminue légèrement pour des déformations plus importantes. Ceci est dû à l'augmentation du coefficient d'écrouissage (accroissement de la pente de contrainte-déformation) pour ces valeurs de déformations. Cet effet a également été mesuré par DesRoches et al. [21] sur une tige de NiTi de 25.4 mm de diamètre.

McCormick et al. [61] et DesRoches et al. [21;62] ont étudié l'effet du diamètre de l'échantillon sur les propriétés dynamiques du NiTi superélastique. Les échantillons testés ont des diamètres de 1.8, 7.1, et 25.4 mm. Autant pour  $\zeta_{eq}$  que pour la largeur de

l'hystérésis, une dégradation des propriétés est observée lorsque le diamètre augmente. Entre autres,  $\zeta_{eq}$  de l'échantillon de 25.4 mm subit une diminution de l'ordre de 50 % par rapport à l'échantillon de 1.8 mm.

## 1.6 Applications des AMF en génie sismique

Les AMF sont des matériaux relativement nouveaux ; il n'est donc pas surprenant que la grande majorité des travaux publiés en génie sismique soient davantage axés sur la caractérisation et l'étude du comportement du matériau que sur l'élaboration d'un dispositif réalisable. Néanmoins, certaines études proposent des concepts concrets utilisant les AMF.

Quatre de ces concepts sont résumés dans cette section. Il s'agit d'applications en contrôle passif des structures. Pour une revue plus complète des récentes avancées, incluant le contrôle actif, consulter Saadat et al. [63] et Janke et al. [64].

Dans un premier temps, un article de DesRoches et al. [65] étudie la réfection d'un pont simplement supporté en utilisant des tendons d'AMF superélastiques de 25.4 mm de diamètre (figure 20). Les ponts simplement supportés sont constitués d'un tablier lié à la butée par des joints mobiles. Des joints d'expansion sont aussi prévus pour permettre la dilatation thermique. Pour prévenir le mouvement excessif des tabliers, on installe parfois des câbles ou des barres d'acier reliant les butées aux tabliers. Or, cette technique s'est avérée inefficace lors de certains séismes. Des essais en laboratoire ont démontré qu'un grand nombre de câbles sont nécessaires pour limiter le mouvement des membrures. Il en découle une rigidité excessive, et la défaillance survient dans les éléments de branchements qui sont littéralement arrachés à la structure.

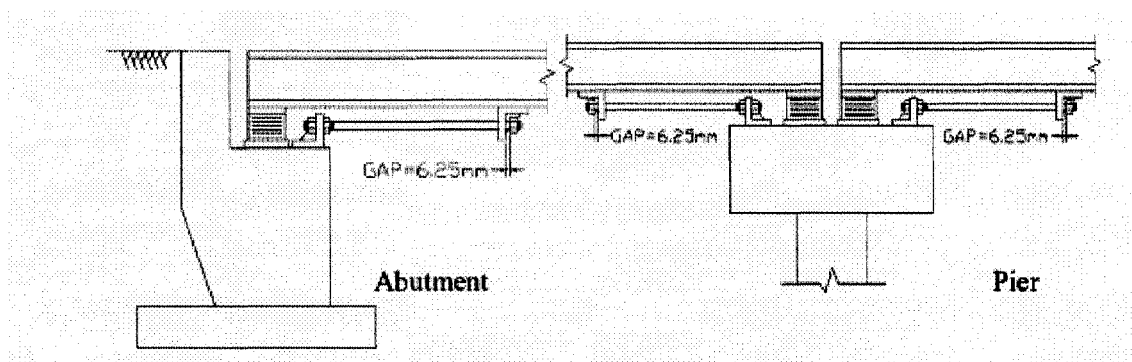


Figure 20 Renforcements d'AMF sur un pont simplement supporté. Les tiges d'AMF sont utilisées en tension seulement, et un jeu est prévu pour permettre leur dilation thermique. Tiré de [65].

Les auteurs comparent numériquement le système conventionnel de câbles d'acier avec le système proposé de tiges d'AMF. Suite au séisme d'El Centro, les câbles d'acier réduisent le déplacement du tablier de 24 %, tandis que les tiges d'AMF le réduisent de 42 %. Cette performance des AMF est attribuée à deux facteurs. Premièrement, dû à leur nature superélastique, les câbles d'AMF maintiennent une rigidité efficace tandis que les câbles d'acier subissent des déformations plastiques. Deuxièmement, la dissipation d'énergie des AMF aide à limiter les déplacements. Par contre, les analyses montrent que la quantité d'énergie dissipée par les AMF n'est que légèrement supérieure à celle dissipée par les câbles d'acier.

Ocel et al. [66] utilisent pour leur part des tendons d'AMF en phase martensitique comme éléments d'un branchement poutre-colonne partiellement restreint. Le branchement est conçu de sorte que les tendons d'AMF, fixés sur les semelles de la poutre et à travers l'âme de la colonne (figure 21), subissent une déformation considérable. Les trous rainurés de la plaque de cisaillement assurent la rotation de la poutre (seul le boulon du centre est inséré dans un trou circulaire).

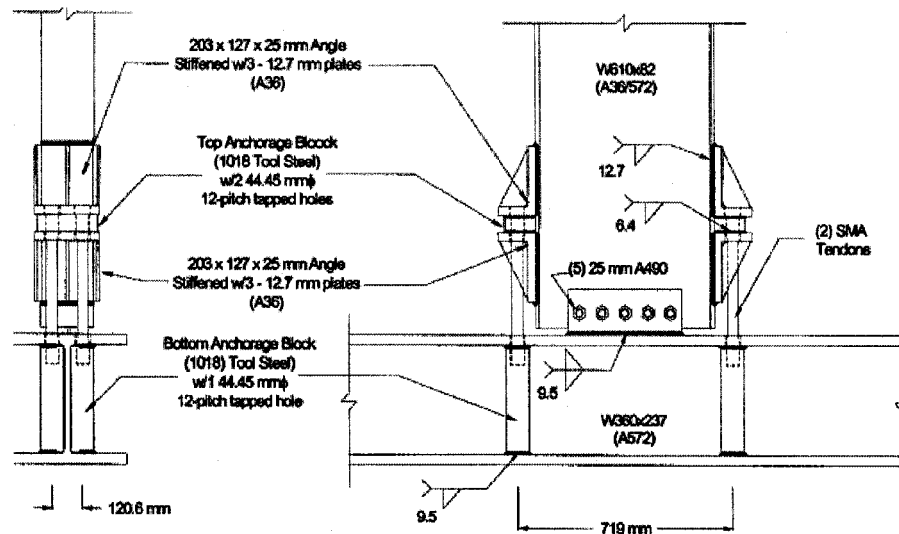


Figure 21 Détails du branchement utilisant les tendons d'AMF (tiré de [66])

Les tendons sont assez rigides pour être utilisés dans un branchement résistant aux moments, mais font également office de « fusibles ». Lorsque la rotation de la poutre est importante, les tendons d'AMF se déforment. Ceci évite les déformations plastiques subies par les membrures des branchements classiques partiellement restreints. À noter qu'une fois les tendons déformés, il est possible de les chauffer pour qu'ils reprennent leur forme initiale.

Dolce et al. [20;42] étudient un dispositif passif utilisant des fils de NiTi. L'idée principale est d'exploiter simultanément deux facettes de l'alliage : le recentrage et la dissipation d'énergie. La figure 22 illustre le dispositif proposé. On distingue le groupe de recentrage (composé de fils superélastiques) et le groupe de dissipation (composé de fils à l'état martensitique). On peut facilement faire varier l'influence de chaque groupe en modifiant le nombre et le diamètre des fils d'AMF. Les fils des deux groupes sont utilisés en prétension, dans le but d'optimiser l'amortissement du dispositif et de fournir une rigidité relativement élevée pour les sollicitations mineures. Pour quantifier l'effet de la prétension sur les performances du système, les auteurs effectuent des tests de

traction sur un même dispositif après trois semaines de précharge : les effets de la relaxation sont jugés négligeables.  $\zeta_{eq}$  est de l'ordre de 10%, et augmente rapidement en fonction de l'amplitude du déplacement, atteignant des valeurs de 18%.

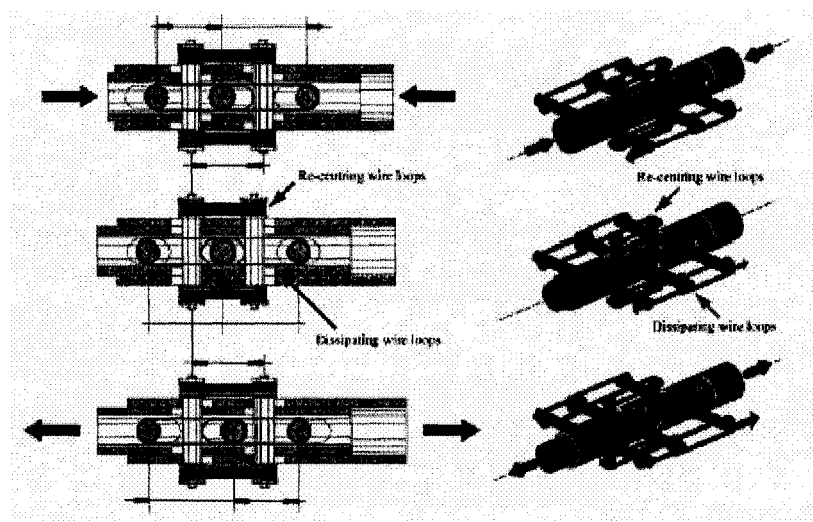


Figure 22 Le dispositif proposé par Dolce et al. (tiré de [20])

Plusieurs édifices historiques sont des constructions à risque lors d'événements sismiques. Le projet ISTeCH (*Innovative Stability for the European Cultural Heritage*) se concentre sur cet aspect en utilisant les AMF. Seul le cas de la basilique St-François d'Assise sera décrit ici [67], bien que d'autres constructions sont ou seront éventuellement équipées de systèmes en AMF [68;69].

Le problème rencontré avec la structure de la basilique réside dans le branchement d'une division de la façade (le tympan) avec la structure du plafond, plus rigide. Le dispositif conçu devra :

- Agir comme un branchement rigide pour les sollicitations de petites amplitudes;

- Agir de façon moins rigide pour les séismes susceptibles d'endommager le tympan lui-même (on permet ici des microfissures de la maçonnerie, en évitant les fissures importantes);
- Ne pas permettre de trop grands déplacements, lesquels pourraient causer l'instabilité et l'effondrement de la structure.

Grâce à sa rigidité variable, le Nitinol à l'état superélastique remplit ces multiples fonctions. Pour déterminer les caractéristiques du dispositif et pour en démontrer l'efficacité, des essais sur table vibrante sont réalisés. Le dispositif final, installé sur la basilique, est montré à la Figure 23.

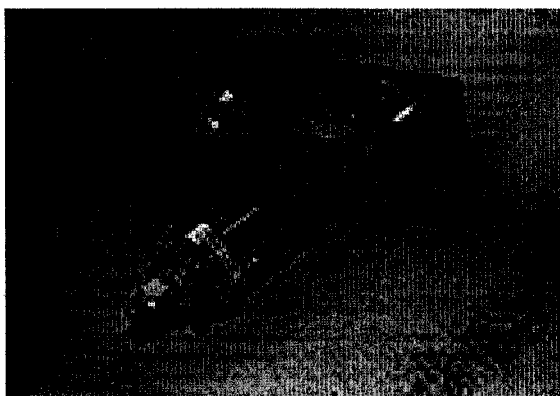


Figure 23 Dispositif d'AMF installé sur la basilique St-François d'Assise (tiré de [67])

La revue de la littérature montre la nécessité d'améliorer la compréhension de certains aspects des AMF en vue de leur application en contrôle sismique. Ainsi, les effets de l'autochauffage devront être simulés avec l'objectif de déterminer l'importance de les inclure dans les simulations dynamiques. L'importance relative de l'énergie dissipée et de la rigidité non linéaire des AMF devra être clarifiée. L'efficacité des AMF à réduire les vibrations sismiques a été prouvée, mais jamais en comparant une structure munie

d'AMF avec une structure montrant les mêmes caractéristiques fondamentales (force d'écoulement et rigidité), ce qui devra donc être fait. Finalement, bien que l'application d'une prédéformation soit suggérée par plusieurs auteurs, les raisons qui provoquent une amélioration des performances doivent être clarifiées. Les chapitres qui suivent tenteront d'apporter des réponses à chacun de ces points.

## CHAPITRE 2

### SUPERELASTICITY-RELATED PHENOMENA OF SHAPE MEMORY ALLOY PASSIVE DAMPERS<sup>1</sup>

#### 2.1 Introduction

The particular SMA properties, notably the completely reversible phase transformation and the energy dissipation provided by the phase transformation, make them suitable for damping applications. Furthermore, the excellent corrosion resistance and the good fatigue properties of these alloys have led to them being used as passive dampers. Some applications have been proposed to retrofit historic buildings [67], to control displacement of bridges [65] and buildings [42;64;66], or as tendons in concrete structures [70]. In this study, some aspects of SMA will be investigated and simulated: the effect related to the heat produced and absorbed by the martensitic phase transformation and the influence of superelasticity-related properties (variation of stiffness and energy dissipated) under harmonic oscillations.

#### 2.2 Self-heating effects

It is well known that SMA behavior is dependent on the strain rate [47;53;55]. A cause of that dependency is the heat produced (or absorbed) by the phase transformation. At a certain strain rate, there may not be sufficient time for the heat to be dissipated (or absorbed) and the temperature of the sample increases (or decreases): it is the so-called self-heating effect (SHE). Due to their thermomechanical nature, the mechanical

---

<sup>1</sup> Cet article de conférence a été présenté à l'«*International Conference on Shape Memory and Superelastic Technologies*» (SMST) à Asilomar (Californie) en mai 2006. Les auteurs sont Pierre Lafortune (ÉTS), Patrick Terriault (ÉTS), Vladimir Brailovski (ÉTS) et Vicenç Torra (*Universitat Politècnica de Catalunya*). Il est présentement à l'étape de révision par les pairs pour publication.



behavior of SMA will be affected by this SHE. These changes have to be considered, especially in the case of repeated cycles encountered in seismic applications [39;71].

For relatively low strain rates, different authors observed an increase of the direct transformation stress plateau and a lowering of the reverse transformation stress plateau, leading to a larger hysteresis width [49;50]. However other studies showed that for higher strain rates, the temperature increase of the sample is more significant, leading to a translation of the hysteretic loop toward higher stresses and to a reduction of the hysteresis width [44;46].

The aim of this section is to program the self-heating effect of SMA in a finite element model, and to validate this model with experimental tests.

## **2.2.1 Experimental study**

### **2.2.1.1 Samples**

Firstly, two types of small diameter NiTi wires (Ti 50.7at.%Ni) have been tested. The first group of wires has a diameter of 0.5 mm and has been heat treated (annealed at 400 °C for 30 minutes, water quenched and aged for 10 days at room temperature). The second group of wires has a diameter of 0.1 mm and is used as-supplied (Special Metals, USA). Both types of wires are used in their superelastic state. Prior to testing, each wire was pre-cycled for 50 cycles at 0.001 Hz up to 6% and 8 % strain respectively for the 0.5 mm and the 0.1 mm wires. The Clausius-Clapeyron slopes given in table 1 have been determined by performing several tensile tests at different temperatures above  $A_f$  (austenite finish temperature).

Secondly, NiTi wires with a larger diameter of 2.46 mm have been tested. This type of wire is more realistic for the applications in civil engineering (working force per wire

close to 2 kN). Furthermore, the temperature measurement is easier with such a diameter. Partial results concerning these wires are presented in section 2.2.4.

## 2.2.2 Results for the small diameter wires

Several quasi-static and dynamic tensile tests are carried out on the wires with an Enduratec ELF 3200 tensile testing machine equipped with a 450 N load cell. The effective length of the wire is 60 mm. Strain rate of 0.001, 0.005 and 1 Hz are used for the 0.5 mm wires, while 0.005, 1 and 7 Hz are used for the 0.1 mm wires (figure 24). A test consists of only one complete cycle via a ramp-shaped loading-unloading sequence.

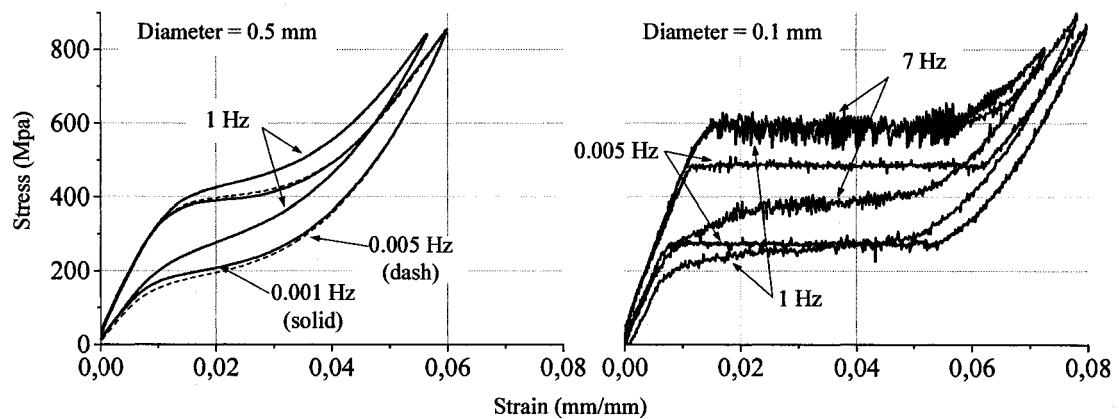


Figure 24 Stress-strain diagrams of the tested wires at different strain rates. Left: 0.5 mm diameter (0.001, 0.005 and 1 Hz). Right: 0.1 mm diameter (0.005, 1 and 7 Hz).

### 2.2.3 Simulations

#### 2.2.3.1 Theory

In this section, the evolution of the temperature in a dynamically loaded wire is calculated. To do so, the concept of heat balance is used. If we assume, as a preliminary approach, that the temperature  $T$  of the wire is uniform at any time  $t$ , we have:

$$\dot{E}_g - \dot{E}_{out} = \dot{E}_{st} \quad (2-1)$$

where  $\dot{E}_g$  is the energy rate generated in the volume,  $\dot{E}_{out}$  is the energy rate dissipated to the surrounding and  $\dot{E}_{st}$  is the energy rate stored in the volume.

The term of heat generation in equation (2-1) reflects the contribution of two phenomena, both assumed to be proportional to the fraction of martensite ( $\xi$ ). The first contribution is due to recoverable latent heat (LH) associated with the phase transformation:

$$\dot{E}_{g(LH)} = \pm \frac{m \cdot \ell \cdot \Delta \xi}{\Delta t} \quad (2-2)$$

where  $m$  is the mass of the wire,  $\ell$  is the enthalpy of transformation and  $\Delta \xi$  is the increment or decrement of the martensite content that appeared or disappeared during the time increment  $\Delta t$ . The  $\pm$  sign is due to the fact that the direct transformation is exothermic, while the reverse transformation is endothermic.

The second contribution is related to the irrecoverable internal friction (IF) produced by the motion of martensitic interfaces during the transformation [13;15]. This energy corresponds to the area inside the stress-strain hysteresis loop:

$$H = \oint \sigma \cdot d\varepsilon \quad (2-3)$$

For a volume  $V$ , the expression for the IF contribution is then:

$$\dot{E}_{g(IF)} = \frac{1}{2} \cdot \frac{V \cdot H \cdot \Delta \xi}{\Delta t} \quad (2-4)$$

The term  $H$  is assumed to be strain-rate independent and is then kept constant. It is also considered that half of  $H$  is dissipated during loading and the other half during unloading, which explains the factor  $\frac{1}{2}$ .

The energy can leave the sample through the exchange area  $A_e$  proportionally to the difference between the wire temperature ( $T_i$ ) and room temperature ( $T_\infty$ ):

$$\dot{E}_{out} = h \cdot A_e \cdot (T_i - T_\infty) \quad (2-5)$$

The coefficient  $h$  is the sum of the free convection exchange coefficient  $h_{conv}$  and the radiation exchange coefficient  $h_{rad}$ .  $h_{conv}$  is evaluated with correlations proposed in the literature [72], and has a value of  $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ . Since the difference ( $T_i - T_\infty$ ) is small,  $h_{rad}$  is approximated by [73]:

$$h_{rad} = 4 \cdot \sigma \cdot T^3 \quad (2-6)$$

where  $\sigma = 5.67 \cdot 10^{-8} \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K}^4)$  is the Stefan-Boltzmann constant. For a mean temperature of  $T = 303 \text{ K}$ ,  $h_{\text{rad}}$  gives  $6.3 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$ . The total value of  $h$  is then  $16.3 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$ .

Finally, the right hand term of equation (1) is expressed by:

$$\dot{E}_{st} = m \cdot c \cdot \frac{dT}{dt} \quad (2-7)$$

where  $c$  is the specific heat of NiTi. The differential relation  $dT/dt$  is evaluated using the explicit finite difference:

$$\frac{dT}{dt} \approx \frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta t} \quad (2-8)$$

where the subscripts define the time at which the temperatures are evaluated. Solving equations (2-1) to (2-8) for  $T_{i+1}$  we obtain the temperature at time  $i+1$ :

$$T_{i+1} = T_i + \frac{\Delta \xi}{m \cdot c} \cdot (\pm m \cdot \ell + V \cdot H) - \frac{\Delta t \cdot h \cdot A_e}{m \cdot c} \cdot (T_i - T_{\infty}) \quad (2-9)$$

### 2.2.3.2 Finite element model

The SHE has been simulated using a multi-linear thermomechanical model. This model adapts the stress-strain diagram when a temperature variation is applied, using the slope  $d\sigma/dT$  of the  $\sigma$ - $T$  diagram (shown schematically in figure 25). Then, if the wire is subjected to a temperature variation  $\Delta T$ , the model tracks the evolution of the transformation stress  $\sigma_{Ms}$  as follows:

$$\sigma_{Ms}^{T(i+1)} = \sigma_{Ms}^{T(i)} + (\Delta T \cdot \frac{d\sigma}{dT}) \quad (2-10)$$

where the superscripts  $T(i+1)$  and  $T(i)$  denote the next and the current temperature respectively. If the wire is loaded from point (1) to point (2), the heat produced by the phase transformation shifts the transformation plateau toward higher stresses.

Due to its significant energy contribution (15 000 J/kg, see table II), the latent heat is expected to cause an important temperature variation (recoverable) and consequently an increase of the slope of the transformation lines (section 2.2.3). On the other hand, the energy contribution of internal friction is relatively small (around 1500 J/kg, see table II) and causes less temperature variation. However, because this energy is irrecoverable, the internal friction is responsible for the heat accumulation during repeated cycles (section 2.2.4).

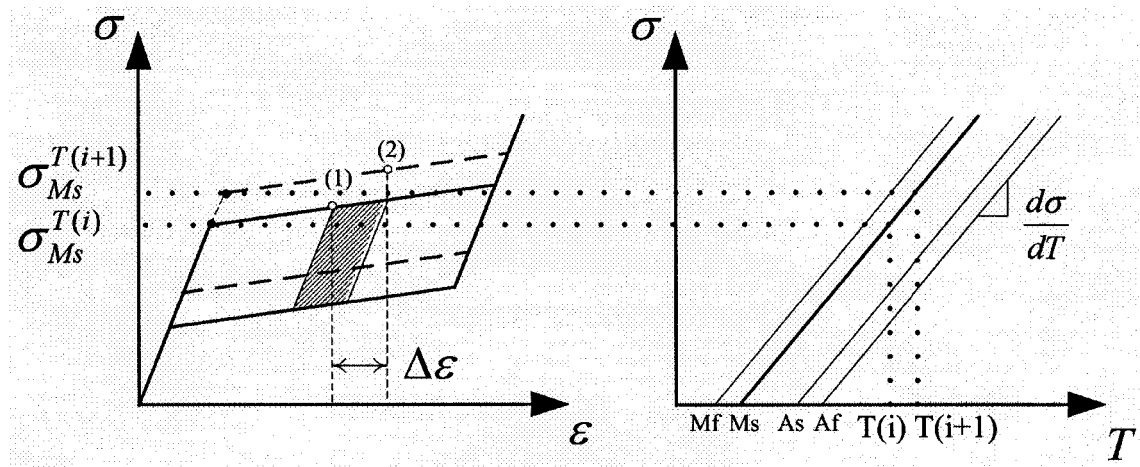


Figure 25 Effect of temperature on the thermomechanical model. The critical stresses (left) are adjusted with the stress-temperature relation defined by the state diagram (right).

The simulations are carried out using the general-purpose finite element software ANSYS 8.0. The material law described above is implemented using a user-defined subroutine. The wires are represented by a single tension-only spar element (LINK 180). The displacement of one end of the wire is controlled, while the other end is fixed. Table II gives the numerical values of the parameters used in the study.

Table II

Values of the coefficients used to simulate the SHE. (A):  
0.1 mm wire; (B): 0.5 mm wire; (C): 2.46 mm wire

Symbol	Name	Value
$\ell$	Transformation enthalpy	15 000 J/kg
$\rho$	Density	6500 kg/m <sup>3</sup>
H	Area of hysteresis loop	1677 J/kg (A) 938 J/kg (B) 785 J/kg (C)
c	Specific heat	750 J/kg K
l	Length	60 mm (A, B) 134 mm (C)
$d\sigma/dT$	Clausius-Clapeyron coefficient	6.5 MPa/K (A, B) 5.93 MPa/K (C)

### 2.2.3.3 Results and discussion

The stress-strain curves and the temperature variation as a function of strain for the two types of small diameter wires are shown in figures 26 and 27 respectively. In figure 26, the experimental results are superposed on the numerical ones with a fairly good agreement. In figure 27, only calculated results were obtained due to the complexity related to the temperature measurement in thin wires. The arrows in figure 27 indicate if the wire is being loaded or unloaded.

The following observations can be made for the 0.5 mm wire (curves A, B, C in figure 26). For the 0.001 Hz loading, the equilibrium is practically established between the heat

produced by the transformation and the heat dissipated through the surface, leading to small temperature variations. This case is then considered as the quasi-static situation from which the transformation stresses and strains are used as inputs for the finite element model. For the 0.005 Hz case, more significant variations are observed during the loading. However, convection and radiation have enough time, when the transformation is over, to dissipate the heat, so that the wire reaches room temperature prior to unloading. During unloading, the wire absorbs some heat, and its temperature at the end of the cycle is below room temperature. As a result, the direct transformation stress plateau goes up and the reverse transformation stress plateau goes down (curve B compared to curve A in figure 26), increasing the width of the hysteresis loop. For the 1 Hz case, the temperature rise is very high (23 °C), so that the wire temperature always remains above room temperature. As a result, the slope of the phase transformation plateau increases and the width of the hysteresis loop decreases (curve C).

Similar observations can be made for the 0.1 mm wire (curves D, E, F in figure 26). However, for these wires, the direct transformation stress plateau shows a different behavior. Indeed,  $\sigma_{Ms}$  increases with the strain-rate, and a series of irregularities are experimentally observed in opposition to the smooth curves for the 0.5 mm wire.

As already suggested by Leo et al. [47], the presence of a single nucleation site leads to an energy barrier which has to be overcome at the onset of the phase transformation (rise in the transformation stress  $\sigma_{Ms}$ ). Furthermore, Shaw [74] experimentally observed differences in the stress-strain behavior when nucleation appears at multiple sites instead of a single site. Torra et al. [75] also observed that distributed nucleation sites produce a smoother hysteresis without observing the occurrence of the phase transformation at a constant stress. Our hypothesis is then that the 0.5 mm wire has a distributed nucleation. This distribution is due to the heat treatment that was performed prior to testing. Therefore, the material is homogenized and many nucleation sites are available. That leads to a uniform temperature distribution and to a temperature rise proportional to the



fraction of the transformed martensite. This bulk (or distributed) heating does not cause the same rise of  $\sigma_{Ms}$  observed with the 0.1 mm wire (curves E, F), but a progressive increase of the transformation slope (curves B, C).

On the other hand, the 0.1 mm wire has a finite number of nucleation sites, probably created near the grips of the testing machine. A threshold force is then observed at the beginning of the transformation. This phenomenon is similar to the formation and the displacement of Lüders band in steel, i.e a significant force is necessary to initiate the nucleation [50;76]. In our case, the force is strain-rate dependent due to the Clausius-Clapeyron coefficient and, consequently, to the SHE.

These phenomena are very complex and depend on temperature, strain rate, strain amplitude, thermomechanical history, geometry of the sample and heat exchange conditions. However, even if these complex phenomena are neglected during modeling, it is shown in the following sections that it is possible to simulate the dynamic response of a structure equipped with SMA dampers. The objective is to obtain an acceptable coherence with experimental results for a given engineering application.

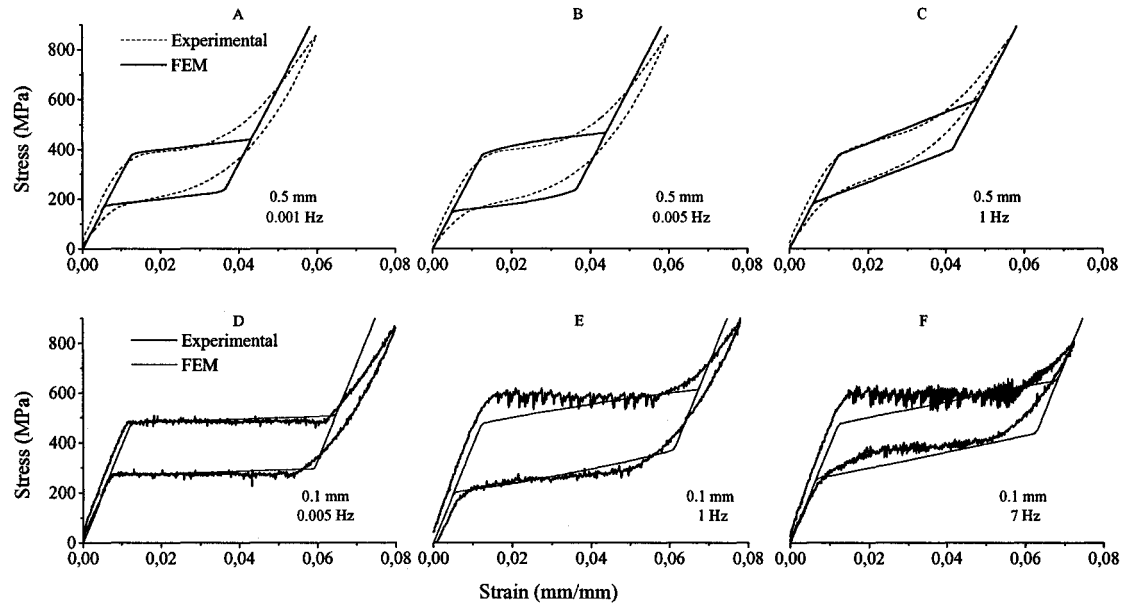


Figure 26 Stress-strain response for the 0.5 mm diameter (A-B-C) and the 0.1 mm diameter (D-E-F) for different strain rates. Numerical and experimental curves are superimposed.

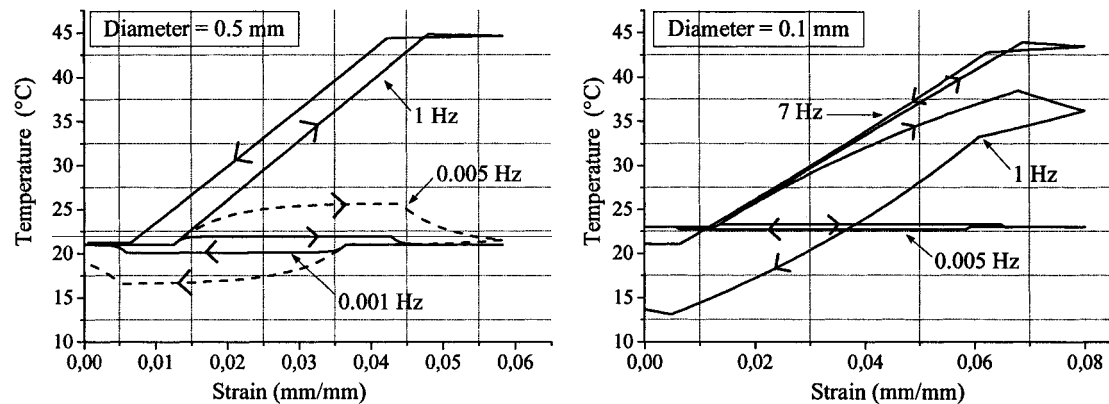


Figure 27 Numerically calculated temperature as a function of strain for the 0.5 mm diameter (top) and the 0.1 mm diameter (bottom) wires for the different strain rates.

#### 2.2.3.4 Repeated cycles (large diameter NiTi wire)

The tests performed on the small diameter wires mainly underlined the contribution of the latent heat. This section will study the heat accumulation and the evolution of the pseudo steady state caused by the internal friction during repeated cycles.

The 2.46 mm diameter NiTi wire is experimentally cycled at 0.25 Hz for 200 seconds. The same experiment is numerically reproduced with the FEM. The wire is strained up to 5.5 % with a hydraulic tensile testing machine (MTS). The effective length of the wire is 134 mm. The temperature at the surface of the NiTi wire is measured by a thermocouple welded on the sample with copper-tin wire (Figure 28).

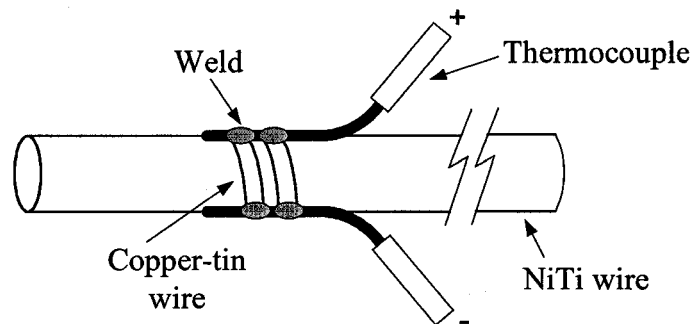


Figure 28 Thermocouple welded on the 2.46 mm diameter NiTi wire for the cycling test

The coefficient of heat exchange used in equation (2-5) has to be adjusted to take into account the fact that the free convection hypothesis is not suitable as a result of the movement of the ambient air (forced convection instead of natural convection). An exchange coefficient of  $40 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  gives a good agreement with the experimental results. This  $h$  value has led to an insignificant temperature variation in the small diameter wire results. Figure 29 shows temperature variation with time. The temperature

oscillation is caused by the latent heat, while the increase of the average temperature is caused by the internal friction. The numerical and experimental results give a similar amplitude of the temperature oscillations (20 °C approx.), the same time constant (approx. 150 seconds) and the same stabilized temperature (32 °C).

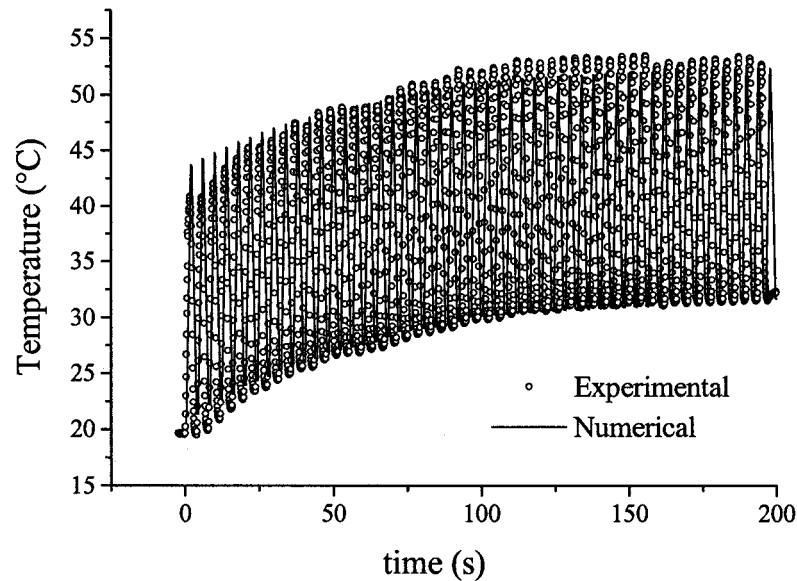


Figure 29 Experimental and numerical temperature variations with respect to time for a 2.46 mm diameter NiTi wire

#### 2.2.3.5 Self-heating effect of a simple structure

The consequence of considering or not considering the SHE in a single degree of freedom (SDOF) structure is numerically analyzed here. The SDOF structure (figure 30) is a cantilever beam subjected to a harmonic oscillation. Two 0.5 mm NiTi wires restrain the beam. A mass is added at the free end, in such a way that the phase transformation is substantially initiated in the wires. Three different ways to account for the SHE (table III) are compared in figures 31 and 32. The first case includes the SHE via the heat balance formulation, as previously described, and the material constants of the multi-

linear model are taken from the quasi-static experiment (figure 26 A). The second case excludes the SHE and uses material constants also supplied by the quasi-static experiment (figure 26 A), completely excluding the dynamic effects. The last case also excludes the SHE, but instead uses the material constants supplied by the dynamic experiment (figure 26 C).

Table III

Summary of the different modeling cases

Modeling case	SHE	Type of experiment from which the material constants are obtained
1	Include	Quasi-static
2	Exclude	Quasi-static
3	Exclude	Dynamic

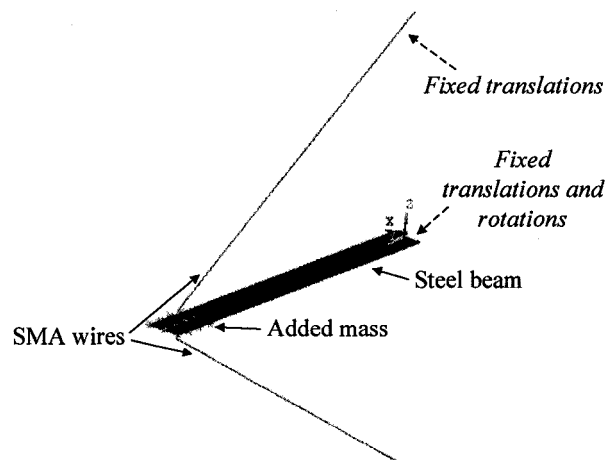


Figure 30 The finite element model of the SDOF structure used to study the SHE

The numerically calculated displacements of the free end are shown in figure 31 for the three cases (from 0.5 to 1 second). The first observation is that there is a difference between considering or not considering the SHE. However, it is clear that two cases are

very similar: considering the SHE via the heat balance with the quasi-static properties (case 1) or excluding it and using the dynamic properties (case 3).

The first three seconds of the displacement of the free end is plotted in figure 32 for the same three cases. It is observed that a difference between case 1 and case 3 now appears if the pseudo steady-state regime is simulated for a longer time. This is due to heat accumulation caused by the internal friction during the SHE calculations (case 1). However, the use of only the dynamic properties (case 3) is still a fairly good approximation.

These results suggest that different approaches can be applied for the preliminary design of a SMA damper. One of these approaches is to characterize the material by performing a dynamic loading (at room temperature) on the wire instead of using the heat balance calculations, which results in simpler and faster simulations. Another approach could be to characterize the material from a quasi-static loading (very low frequency) at a temperature above room temperature. Indeed, for larger diameter wires (for instance 2.46 mm), the characterization could be carried out at a temperature that is 30 K above room temperature in order to match the observations obtained with such wires reacting to a quake (for example during one minute with large deformations at frequencies close to -or over- 1 Hz).

In both approaches, if the sample's behavior remains inside its pseudoelastic window, the preliminary design is satisfactory even if the SHE calculations are neglected. However, the SHE calculations could be useful if there is significant heat accumulation, if the results of a dynamic characterization are not available, if more complex heat exchange conditions are present, or simply to evaluate the temperature rise of the wire during the loading.

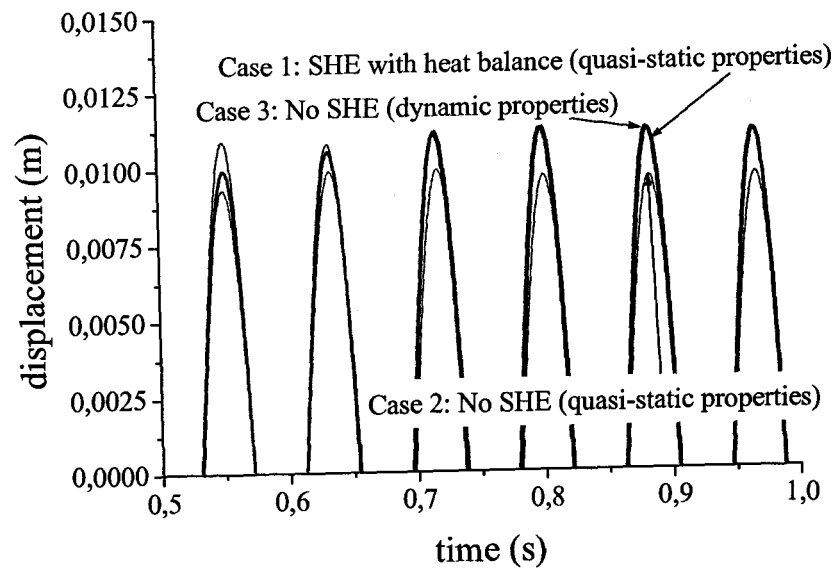


Figure 31 Displacement time history of the SDOF structure subjected to a harmonic oscillation (during the first second)

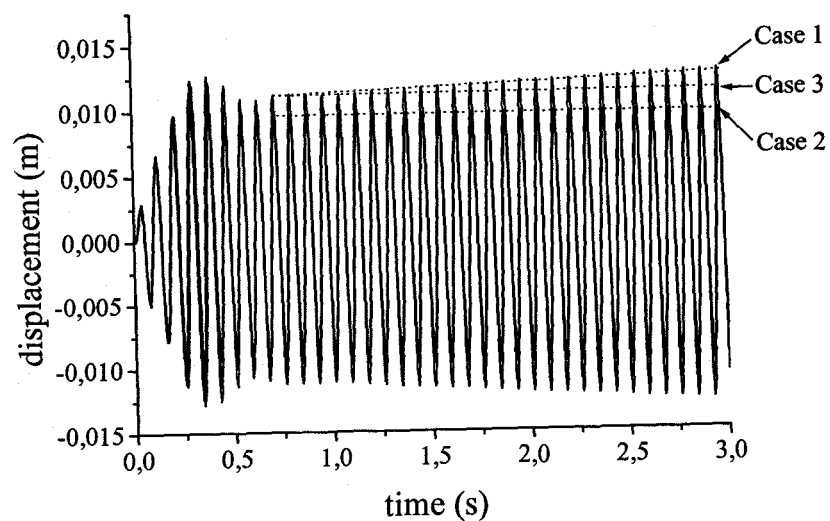


Figure 32 First three seconds of displacement time history of the SDOF structure subjected to a harmonic oscillation

## **2.3 Superelastic origins of damping**

It is well known that the superelasticity of SMA can be judiciously exploited in the design of dampers. Unfortunately, it is not clear if these benefits come from the stiffness variation and/or the energy dissipation that are inherent to a superelastic cycle. This section studies a SDOF structure subjected to a harmonic solicitation in order to get a better understanding of this matter. A FEM of the structure will first be validated. Then, a numerical study will be used to analyze the effect of the superelastic properties on the response of the structure.

### **2.3.1 Test protocol**

#### **2.3.1.1 Experimental**

The structure used here (figure 33) is a horizontal beam (thin steel plate, length of 400 mm) with two 70-grams masses added at its ends. The rigid columns are made of round aluminum bars (length of 120 mm). Four SMA wires with diameters of 0.1 mm are used to damp the system. The assembly is mounted on a testing machine that controls the displacements of the upper part of the structure. The structure is symmetric with respect to its vertical axis in order to equilibrate the forces and to minimize the horizontal displacement of the lower part of the setup. The displacement generated by the testing machine is measured with its internal LVDT, while the displacement of the beam's free end is measured with a laser sensor (model CP35 manufactured by Wangler). The relative displacement of the mass is obtained by the subtraction of these two displacements.



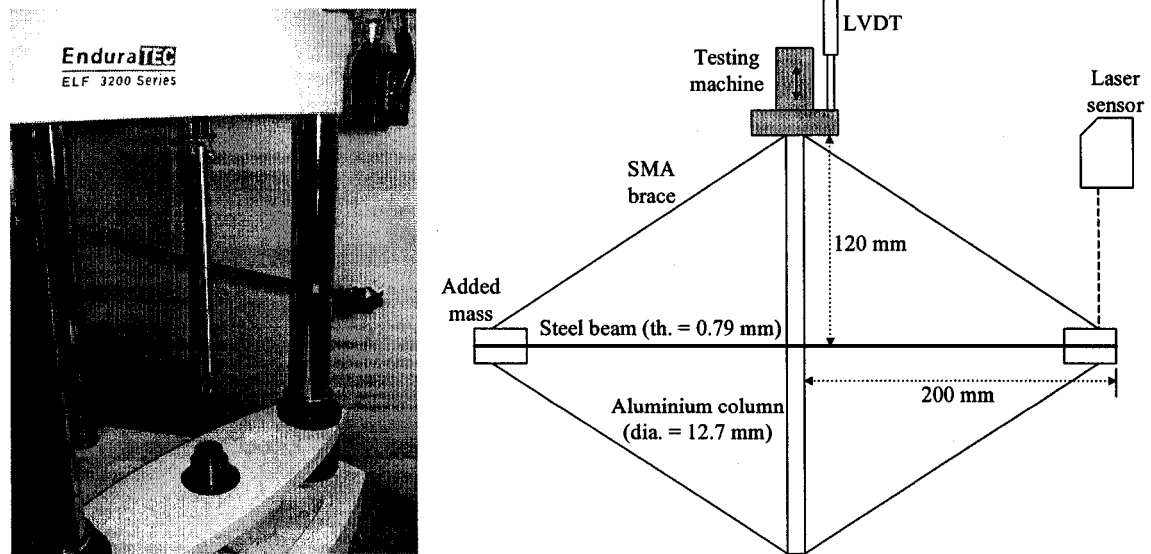


Figure 33 Experimental test setup and structure

The testing machine produces a sine wave as the input motion signal. Four series of tests at different peak accelerations are performed on the structure ( $a = 0.75, 1, 1.25$  and  $1.5$  g). For each series, the frequency of the sine wave ( $f$ ) is swept from 8 to 15 Hz (range of the testing machine) with an increment of 1 Hz or 0.5 Hz near the natural frequencies. To keep the peak acceleration constant for a series of tests, the peak displacement ( $x$ ) of the head is obtained by:

$$x = \frac{a}{4 \cdot \pi^2 \cdot f^2} \quad (2-11)$$

Note that for each experiment, new precycled wires are installed. A first dynamic test is also performed to ensure that there is no residual drift and that the setup is stable.

### 2.3.1.2 Numerical

The same experiments are realized with ANSYS, a finite element analysis software. Only one half of the structure is represented and the columns can be omitted if proper boundary conditions are set (figure 30). Shell elements are used to represent the beam. Mass elements simulate the added mass, while the SMA braces use a link element with user programmable features (LINK 180). The damping ratio of the structure is determined by performing a free decrement test. Rayleigh damping coefficients are adjusted on the model to fit the experimental test ( $\alpha = 0.0095$ ,  $\beta = 0.0016$ ). Finally, the dynamic test of figure 26 F is used to characterize the behavior of the wires, and the heat balance calculations are omitted.

### 2.3.2 Validation of the model

The dynamic amplification of the structure ( $D$ ) is defined as the ratio of the dynamic displacement amplitude to the static deflection [4]. For a given value of input acceleration, the values of  $D$  are plotted with respect to the input frequency. Figure 34 gives an example for the 1.25 g test. The natural frequency of the system ( $f_n$ ) and the value of  $D$  at that frequency ( $D_n$ ) are reported in figures 35 and 36 respectively for all the input accelerations tested.

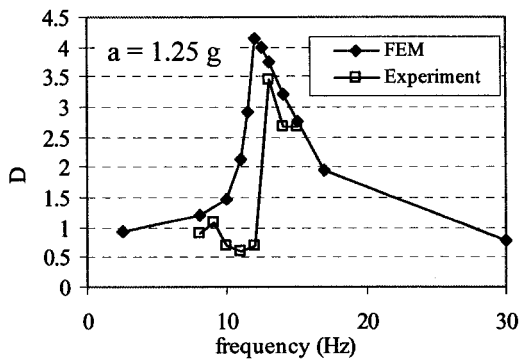


Figure 34 Numerical and experimental frequency response of the structure for input acceleration of 1.25 g

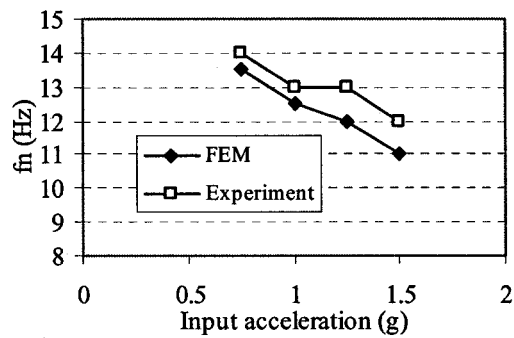


Figure 35 Numerical and experimental natural frequencies for all the input accelerations tested

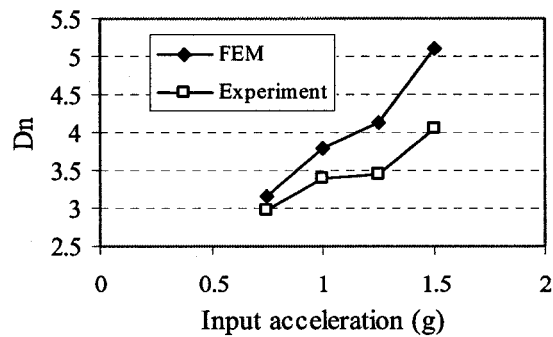


Figure 36 Numerical and experimental dynamic amplification at the natural frequencies for all the input accelerations tested

Figure 35 shows that the values of  $f_n$  decrease for higher input accelerations, which denotes a reduction of the global stiffness of the structure due to the phase transformation. The overestimation of  $D_n$  and the underestimation of  $f_n$  by the FEM are probably caused by modeling of boundary conditions. Actually, the free end of the experimental setup showed a slight lateral displacement while the FEM considered it as fixed. In spite of these differences, the FEM results seem to be reliable enough for the numerical analyses to be carried further.

### 2.3.3 Energy dissipation vs variable stiffness

Two relevant characteristics of superelastic SMA can be responsible for their good damping properties: the energy dissipated by the hysteresis loop and the variation of the stiffness caused by the phase transformation. Here, the FEM model described in figure 25 is used to analyze the effect of those parameters. To this end, three different ‘materials’ are used. The first one is the SE material previously used in figure 37 A. The second one is a hypothetical linear material that has the same initial stiffness as the SE material (no phase transformation) (figure 37 B). The third one is also a hypothetical multi-linear elastic material that has the same loading behavior as the SE material. However, no hysteresis is considered so that a “zero energy dissipation” (ZED) material is obtained (figure 37 C).

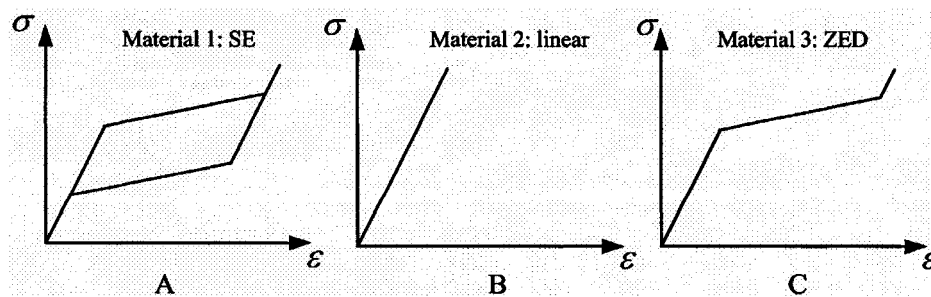


Figure 37 The different material models tested

The values of  $D_n$  are shown in figure 38 for different input accelerations and for the three material models. For a low acceleration value (0.5 g), the phase transformation is not initiated and the three models give the same  $D_n$ . For accelerations of 1, 1.25, 1.5 and 1.75 g, the best material is the linear one. This result suggests that the energy dissipated by the SE material cannot compensate for the reduction in the stiffness encountered during the martensitic transformation. Also, the SE material shows better results than the ZED material. There are two reasons for this: (a) the energy dissipated by the hysteretic loop and (b) the higher stiffness of the SE material during the internal subloops as compared to the constant stiffness of the ZED in its transformation regime. The relative contribution of each of these phenomena remains to be quantified.

From these results, it can be concluded that to minimize the displacements, a compromise between the stiffness and the energy dissipation should be found by adjusting the thermomechanical processing and possibly the alloy's composition. For example, a material with a high transformation stress instead of a large hysteretic loop could be used for certain applications. NiTi alloys that developed stresses up to 1500 MPa with a small hysteresis width have been developed [41;77]. Such stresses are of the same order of magnitude as the maximal stress supported by the linear dampers during the 1.75 g test (1400 and 1600 MPa). In civil engineering, this situation corresponds exclusively to a re-centering system instead of a damper. Furthermore, if used as a tendon in a connection, the transformation plateau present in these materials can be used to limit the stress on the member's structure.

The previous analysis is based on the reduction of the maximal displacement. If the maximum acceleration is analyzed instead (the acceleration is obtained by double derivation of the displacement), the SMA gives smaller accelerations than linear elastic or ZED material (figure 38). Therefore, the material characteristics have to be judiciously chosen in order to obtain the desired response from the damping/re-centering system for a particular application.

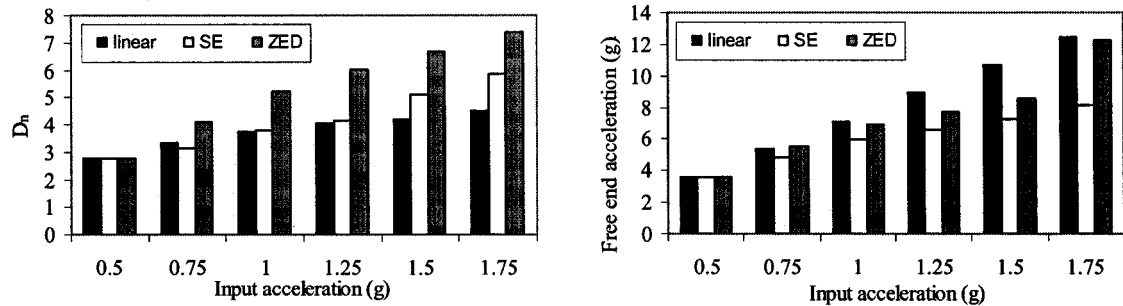


Figure 38 Comparison of the material models' dynamic amplification (left) and free end accelerations (right) for different input accelerations

## 2.4 Conclusion

The first part of this study investigates the self-heating effect of SMA. This phenomenon has been implemented in a commercial finite element software and the model has been validated by testing three different wires. It has been shown that the use of the material parameters determined by dynamic tests could be equivalent, in some situations, to more complex calculations involving the self-heating effect.

The second part of this work studies the respective effect of the stiffness variation and the energy dissipated by a superelastic material. To this end, a FEM of a single degree of freedom structure was used. The FEM have been validated by experimental tests. The numerical results showed that the displacements of the structure are smaller when a purely linear material is used instead of the SE material, since the overall stiffness of the linear model is larger than that of the SE model. However, the SE material represents a better choice compared to a multi-linear material without a hysteresis for both the maximal displacement and acceleration. The SE material is also better than a purely elastic material in terms of the maximal acceleration. Therefore, superelastic shape memory alloy dampers constitute a good technical solution for structural dampers, while also acting as re-centering devices.

## CHAPITRE 3

### TESTING OF SUPERELASTIC RECENTERING PRE-STRAINED BRACES FOR SEISMIC RESISTANT DESIGN<sup>2</sup>

#### 3.1 Introduction

Traditionally, earthquake damage has been mitigated by designing building structures with the ability to deform in a ductile manner. However, it is often at the cost of large inelastic deformations which can lead to damage. This damage can result in significant permanent deformation and large repair costs. Recent earthquakes including the 1994 Northridge Earthquake in the United States, the 1995 Hyogoken-Nanbu (Kobe) Earthquake in Japan, and the 1999 Kocaeli Earthquake in Turkey have demonstrated some of these deficiencies in building structures and have resulted in significant economic losses. In order to address these problems, the structural engineering community has made considerable efforts to understand the past performance of structures and develop control systems to reduce inelastic deformations in critical structural members. Performance-based design criteria limits inter-story drifts to given seismic design levels. The use of passive and active systems such as base isolators, metallic yield dampers, tuned mass dampers, and friction type dampers are some examples of current practices to control the response of structures and reduce permanent deformations [78]. However, there exists an ever increasing need to develop new systems which can improve the performance of building structures during an earthquake.

SMAs are a class of material that possess the unique ability to return to their original shape even after reaching strain levels of up to 8%. This shape recovery can occur through either the shape memory effect, which requires the application of heat, or

---

<sup>2</sup> Cet article a été accepté pour publication dans le « Journal of Earthquake Engineering » [5]. Les auteurs sont Pierre Lafortune (ÉTS), Jason McCormick (Georgia Tech), Reginald DesRoches (Georgia Tech) et Patrick Terriault (ÉTS).

through the superelastic effect, which only requires the removal of the load. During deformation, SMAs undergo a solid-to-solid diffusionless phase transformation which is completely reversible allowing for the shape to be recovered. In addition to this recentering capability associated with the shape recovery, SMAs have been shown to have stable hysteretic behavior when mechanically trained, provide supplemental energy dissipation, have excellent corrosion resistance, and good fatigue properties which make them strong candidates for seismic applications in the design and retrofit of building structures.

The ability of SMAs to control vibrations has been extensively studied leading to many innovative applications [19;21;58;63]. SMA devices have been installed in the 'San Francesco Basilica Superior' in Italy [67] and DesRoches and Delemont [65] have investigated the effectiveness of SMA restrainer bars to reduce the seismic vulnerability of bridges. Despite these studies, some particular aspects regarding the use of SMAs for seismic applications, such as the effect of pre-staining, are still not well understood.

In the present study, the behavior of superelastic SMAs and their applicability to earthquake engineering applications is explored via the use of a small-scale shake table. First, the material behavior of superelastic SMA wire is studied under loading rates and strain levels equivalent to that expected to be undergone by structural members during an earthquake. The effectiveness of SMA braces to reduce the seismic response of a small-scale frame is then studied. A finite element model (FEM) of the structure studied on the small-scale shake table is developed and validated. Finally, the effect of pre-straining the SMA wires is studied experimentally using the small-scale frame and then studied analytically to gain a better understanding of the brace and system behavior.



### 3.2 Mechanical Behavior of the NiTi Wires

In order to implement SMAs into seismic applications, their behavior under a loading typical of a seismic event must first be understood. The superelastic NiTi wires used for these tests have a diameter of 0.254 mm and are the same as those which are used for the subsequent bracing study of the small-scale frame. The specimens are straight annealed and have a black oxide surface. No additional processing is performed prior to testing. Dynamic tests at 0.5 Hz, 1.0 Hz, and 2.0 Hz are carried out on the wires to determine how loading rates and strain levels equivalent to those experienced by structural members during an earthquake affect the mechanical behavior. The tensile loading protocol used simulates a far-field type earthquake. It consists of one cycle to 0.5% strain, cycles of 1.0%-5.0% strain by increments of 1%, six cycles to 6% strain, and four cycles to 7% strain. An electromagnetic table-top testing apparatus is used in displacement control to implement the loading protocol. Strains are calculated by dividing the cross-head displacement by the gage length, approximately 38.1 mm, since the specimen is too small for the available extensometers. Loads are measured with a 48.9 N load cell.

The stress-strain results for the specimens tested at 0.5 Hz and 1.0 Hz are shown in figure 39. For all of the dynamic loading rates, good superelastic behavior is obtained with a clear flag-shape hysteresis and recovery of the initial shape. The loading plateau stress is found to be unaffected by the different dynamic loading rates. On average, the loading plateau stress is 609 MPa for the 3% strain cycle and decreases to 537 MPa for the first 7% strain cycle. This decrease in the loading plateau stress is associated with localized slip due to continued cycling which assists the phase transformation. As can be seen in figure 39, there is a significant increase in the residual strain between the 0.5 Hz and 1.0 Hz loading rates. The residual strain measured after the fourth 7% strain cycle is 0.68% and 1.2% for the specimens loaded at 0.5 Hz and 1.0 Hz, respectively. Although the specimens show an increase in the residual strain values for higher loading rates, all

residual strain values remain below 1.4% providing good recentering capability even at strain rates equivalent to those associated with seismic events. Energy dissipation characteristics tend to be unaffected by the loading rate and remain too low to suggest the use of superelastic NiTi SMAs for purely damping applications. The dynamic tensile test results do suggest that NiTi wires can provide good recentering capability and some supplemental energy dissipation when used for seismic design and retrofit of building structures.

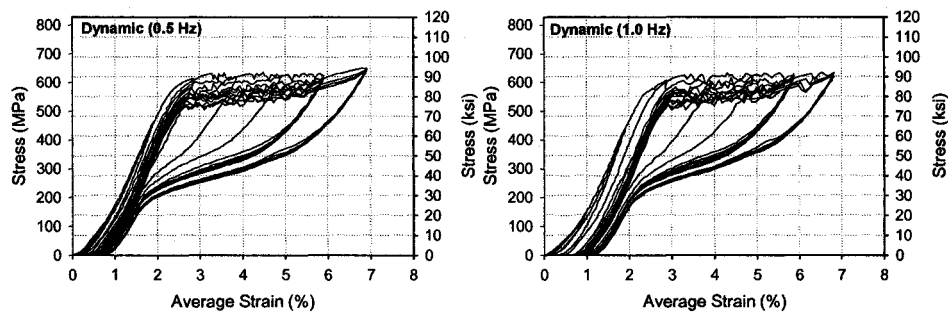


Figure 39 Stress-strain curves for the SMA wires tested at 0.5 Hz and 1.0 Hz

### 3.3 Small-Scale Braced Frame Test

Han et al. [79] studied the effectiveness of SMA braces to control a small scale two-story frame. Shake table simulations showed that the speed of vibration decay is faster for the SMA-controlled frame as opposed to the uncontrolled frame. Mao and Li [80] and Aizawa et al. [81] demonstrated through the use of shake table tests that frames with SMA-based energy dissipation devices, compared to uncontrolled frames, show greater potential to decrease the seismic response of a structure. Although many studies have shown promise for the use of SMA-based devices for seismic applications in buildings, most past research has focused on comparing their response to uncontrolled frames and has not looked at the benefits of using SMAs in comparison to other passive devices or

conventional systems used in steel frames. The aim of this section is to compare the response of a SMA braced frame to a steel braced frame in which both types of braces possess the same initial stiffness and approximately the same yield force in order to see how each bracing system affects the overall behavior of the frame.

### **3.3.1 Experimental set-up**

The reduced scale experimental set up is shown in figure 40. It includes a single bay frame structure, which is placed on a small-scale shake table. Accelerometers are attached to the shake table and at the top of the frame in order to provide feedback for the shake table control and to measure the top floor acceleration, respectively. The bay has a span of 31 cm and a height of 50 cm. The columns are made of 1.6 mm thick aluminum plates and the beams are made of 12.7 mm thick polycarbonate plates resulting in essentially rigid behavior for the beams. The natural period of the unbraced frame is 0.23 second. Two sets of additional mass, resulting in a 'low level' and 'high level' excitation for the braced frame, are placed at the top of the frame to cause a sufficiently large response in the frame to ensure the onset of the phase transformation and superelastic effect in the SMA wires. Relative displacements are used to measure the response of the frames and are computed by double integration of the absolute accelerations measured by the accelerometers attached to both the shake table and the top of the frame.

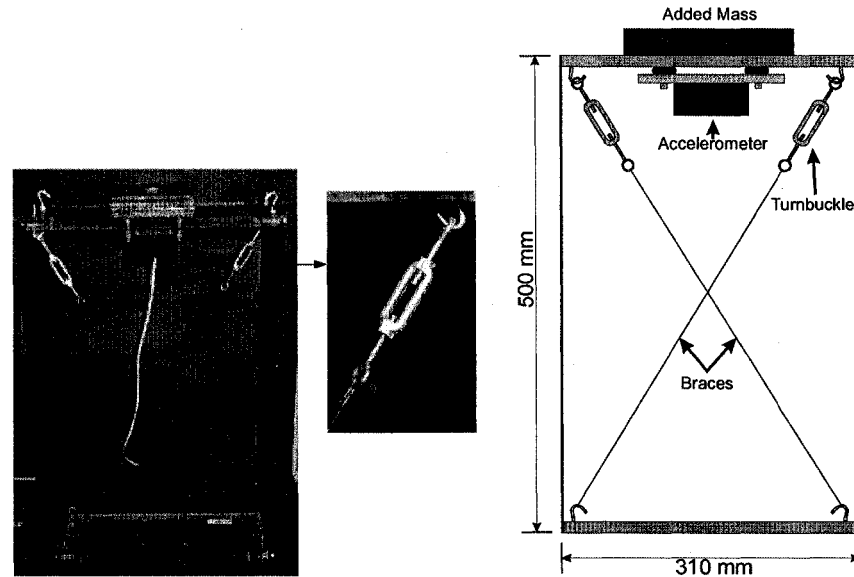


Figure 40 Experimental test setup and structure

The steel braces consist of a single soft-steel wire while the SMA braces consist of a short segment of superelastic NiTi wire (discussed previously) attached to a larger diameter length of steel wire (0.68 mm). Since the large diameter steel wire is much stiffer than the SMA segment, most of the deformation in the brace essentially takes place in the SMA segment. Only a portion of SMA wire is used in order to be able to control of the initial stiffness of the frame by adjusting the length of the SMA segment. Geometric and material properties for the two sets of braces are provided in table IV. Both types of braces are attached to the frame by metal hooks which are screwed into both the bottom and top floor of the frame as can be seen in figure 40.

Table IV  
Geometric and material properties of the two types  
of braces

Properties	Steel	SMA
Elastic Modulus, E (MPa)	200000	27000
Diameter (mm)	0.3556	0.2540
Area (mm <sup>2</sup> )	0.0993	0.0507
length (mm)	415	30
Stiffness, K (N/mm)	47.9	45.6
Yield Stress, $\sigma_y$ (MPa)*	276	593
Yield Force $F_y$ (N)	27.4	30.0

\*For the SMA, *yield stress* is indeed the martensite start transformation stress.

In order to compare the behavior of the steel and SMA bracing systems, the structures are subjected to the North-South component of the 1995 Kobe earthquake recorded at the Japanese Meteorological Agency Station in Kobe, Japan, scaled in both time and magnitude to provide the correct accelerations on the reduced scale shake table. The two different levels of additional mass are applied to the frames. The first amount of additional mass is approximately 0.48 kg which produces the ‘low level’ excitation, which does not lead to yielding of the steel braces. In the second case, an additional mass of approximately 1 kg is used which produces the ‘high level’ excitation and results in yielding of the steel braces.

### 3.3.2 Experimental results

Figure 41 shows the displacement time history of the top of the frame for the ‘high level’ excitation specimen with either SMA braces or steel braces. The displacement corresponding to brace yield for the steel braces and onset of the phase transformation for the SMA braces is approximately 1.25 mm. For the ‘high level’ excitation, the first six seconds of the earthquake response show similar behavior for the steel and SMA bracing systems. Thereafter, yielding occurs in the steel wires and the roof displacement

of the steel braced frame becomes large with a maximum roof displacement of 37.5 mm. For the SMA braced structure, the maximum roof displacement is only 7.6 mm resulting in an 80% reduction in the roof displacement as compared to the steel braced frame. The displacement time history clearly shows a faster attenuation of the response when the SMA braces are implemented. These results underline the advantage of using SMAs for seismic control since the SMAs do not accumulate residual strain and thus one brace is always engaged where the steel braces can go slack as a result of permanent deformation. In addition to always passing through the origin, the SMA braces can accept large strain values resulting in greater control and a more rapid decrease in the response of the structure even with a high acceleration input.

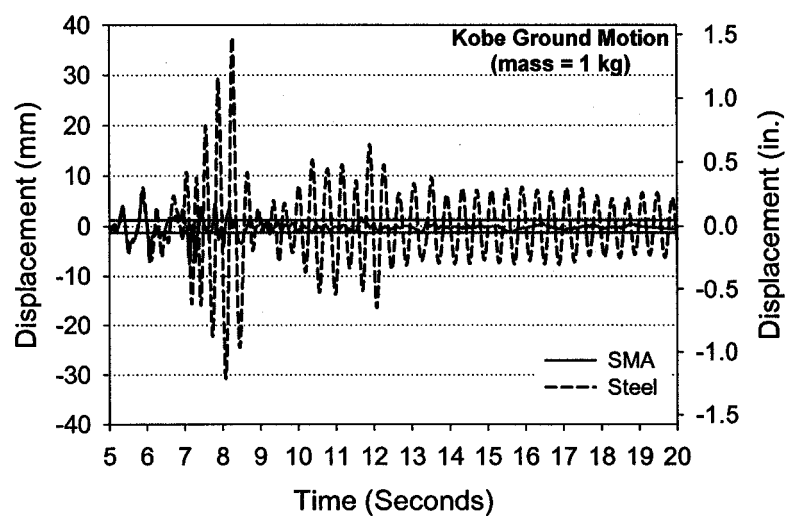


Figure 41 Displacement time history of steel braced and SMA braced frames subjected to the Kobe ground motion (mass = 1 Kg) with the displacement to cause yield in the braces marked by the horizontal solid lines

### 3.4 Analytical Verification Study

The experimental shake table and uniaxial tensile material results can be used to verify an analytical model of the small scale braced frame with either steel or SMA braces. A good model which allows for monitoring of the forces in the braces during an earthquake can provide details of the stresses encountered by both the braces and their connections which can aid in the design of new systems. Many researchers have used numerical models to predict the response of SMA braced structures with particular attention being paid to the modeling of the SMA behavior [79;82;83]. Andrawes et al. [84] found that the response of a structure is insensitive to the type of phenomenological model used to describe the cyclic behavior of the SMAs. The main objective of this section is to validate the finite element model (FEM) of the braced frame and compare the results to those found during the experimental shake table test. To this end, two different multi-linear models are used to represent the cyclic behavior of the superelastic SMAs. The first model considers internal hysteretic cycles (sub-cycles) as purely elastic through the hysteresis and is called the elastic sub-cycle model. The second model generates the sub-cycles by an elastic unloading until an instability (trigger) line is reached, followed by an unloading aimed toward a return point. Internal hysteretic loading is approached in a similar manner with the instability line marking the start of the loading plateau. This type of model is extensively studied in a work by Thomson et al. [85]. It has been shown that through the use of an instability line, the actual small strain level cycle behavior is better captured as the reverse transformation tends to occur at higher stress or force levels. Given the greater accuracy in capturing the actual cyclic behaviour and the lack of increased computational time, this model is included in this study and is herein referred to as the trigger-line model. Schematics of the two models are shown in figure 42.

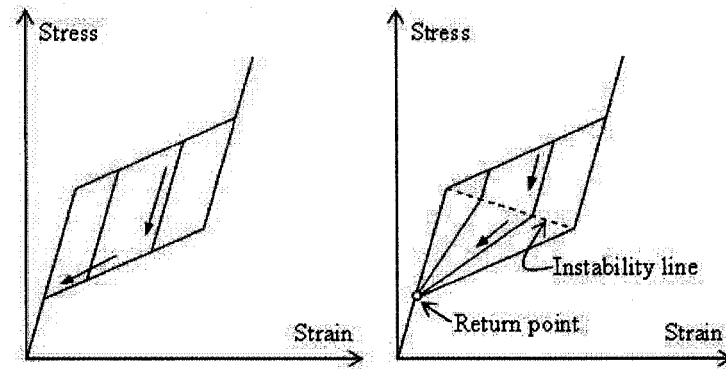


Figure 42 Multi-linear models used to represent the cyclic behaviors of SMAs. Left: Elastic sub-cycle model. Right: Trigger-line model

### 3.4.1 FEM approach

The simulations are carried out using the general-purpose finite element software ANSYS 8.0. [8], which is chosen for its ability to define material models via a user programmable subroutine. Different analysis options such as contact detection, sub-modeling, and solid elements can be useful for future investigation.

A multi-linear model is used to describe the superelastic behavior for both models via the USERMAT subroutine. The properties are based on a 7% strain cycle from the 2 Hz dynamic uniaxial tensile test of the NiTi wires previously discussed (Figure 43). Since the wires were only tested up to approximately 6.5% strain and still had not reached the fully stress-induced martensite phase, a strain of 8% is assumed as the end of the martensitic phase transformation. During the small shake table tests, the SMA wires are mechanically trained to stabilize their properties before the test is run. As a result, the model assumes that no further accumulation of residual strain will occur [61].



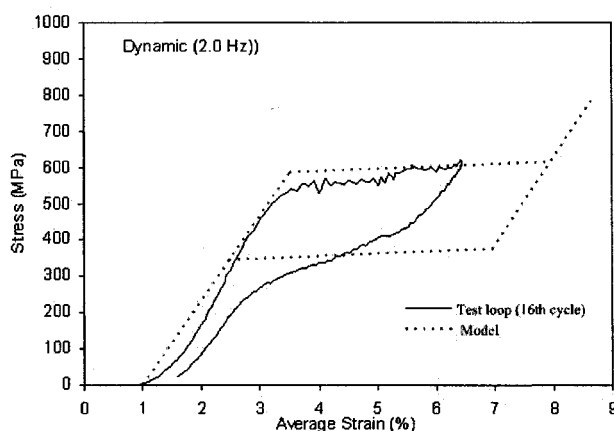


Figure 43 Comparison of the experimental hysteretic loop (2 Hz, 16th cycle) with the multi-linear model used for the analytical calculation

Shell elements are used to represent the columns, base, and top floor of the frame as can be seen in figure 44. The small size of the structure allowed for such detailed modeling without a large increase in computational time. A mass element at the top floor of the frame simulates the additional mass in the experimental model used to create either the 'high level' or 'low level' excitation. The connection between the braces and the floor system is modeled with beam elements while the steel braces are modeled with tension-only spars elements and tension-compression spars elements are used to account for the turnbuckles. The SMA brace behavior is applied through a link element with user programmable capabilities. In order to determine the appropriate damping ratio to apply to the analytical model, a free decrement test is performed on the experimental structure. The results showed that 2% Rayleigh damping for the first mode is necessary to obtain similar free decrement results between the experimental and analytical models. A full transient time history analysis using the North-South component of the Sylmar County Hospital Parking lot motion recorded during the 1994 Northridge earthquake is performed to validate the model. Both the elastic sub-cycle and trigger line models for the SMA behavior are evaluated.

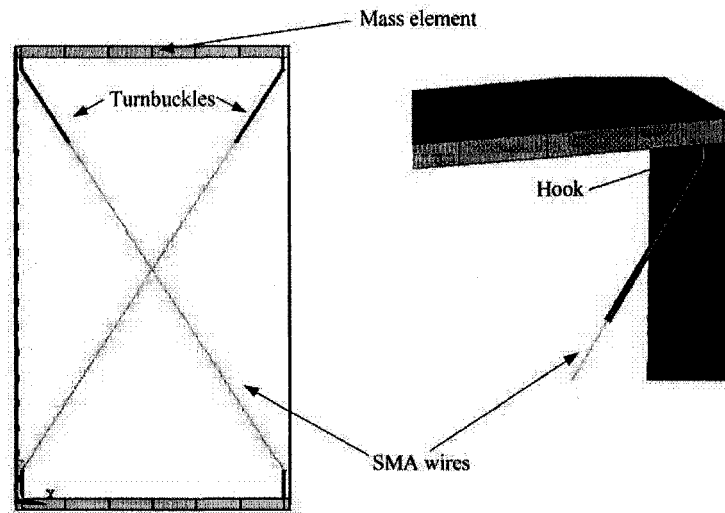


Figure 44 Finite element model of the single story frame

### 3.4.2 Results of the simulations

Experimental and analytical displacements of the SMA braced frame are illustrated in Figure 45. The results show the experimental and analytical displacement time history for the SMA braced structure where either the purely elastic sub-cycle SMA model or the trigger-line SMA model is used in the FEM. The displacements obtained from the experiment and analytical studies are in good agreement in terms of both magnitude and frequency of the response. The peak displacements are 26.5 mm, 27.3 mm, and 29.4 mm for the experimental, elastic sub-cycle model, and trigger-line model, which is only a 3% and 11% difference between the experimental results and those for the two analytical models, respectively. These results suggest that the FEM does a good job at capturing the response of the single-bay frame implementing SMA braces. A comparison of the two analytical models shows that both are in good agreement with the experimental results and suggest that either model can be used to adequately capture the response of the structure under typical earthquake loadings.

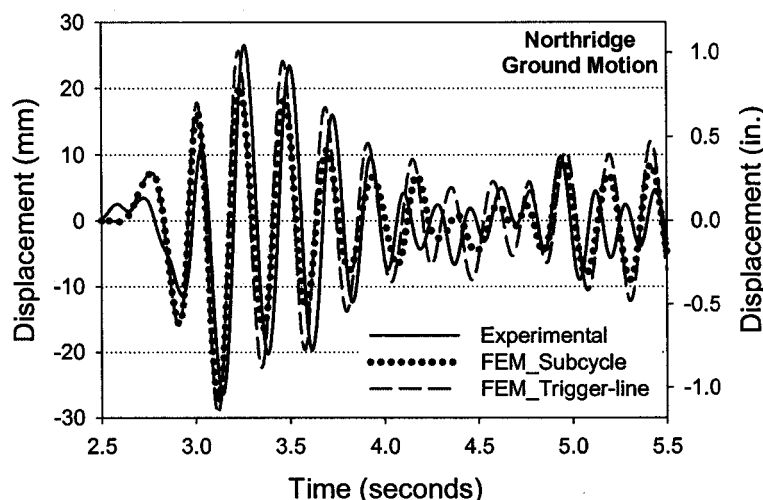


Figure 45 Comparison of the experimental and analytical displacement time histories of the structure subject to the Northridge ground motion

### 3.5 Pre-Straining SMA Bracing System

Past results and those from this current study have shown the ability of SMA based devices to reduce the seismic response of structures. Recently, some researchers have suggested that the use of pre-strained SMAs in devices can be beneficial and provide a means by which the SMA always acts in tension. Dolce and Cardone [19] and Dolce et al. [20] proposed pre-straining the SMAs to approximately 3.5% strain for their device. As a result, the wires are always stressed in tension causing a wide hysteretic loop and an apparent threshold force. Aizawa et al. [81] studied the application of SMAs as an energy dissipation device in a six-story steel frame. The authors used a pre-strain level of 2.75% for the SMA wires. Shake table tests revealed that the device significantly reduced the energy consumption of the frame itself due to the increase in energy dissipated by the braces. Saadat et al. [83] used a single degree of freedom model to analytically investigate the feasibility of developing energy absorption mechanisms based on SMA behavior and found that pre-straining the SMA wires has a noticeable

impact on the response of the structure. In a similar study to this current one, Aiken et al. [86] proposed a NiTi wire bracing system with both no pre-strain and a variety of pre-strain values between 2.5% and 6.0%. This study is one of the earliest to look at different pre-straining values, but does not take an in depth look at the optimal pre-straining level and the effect that various pre-strain levels have on the energy dissipation capacity of the SMA braces. Although these past studies have suggested that pre-straining the SMAs can be beneficial, none concisely analyze the effect of different pre-straining levels on the response of a structure to several different ground motion records. Many of these past cases cycled between predetermined strain levels or only pre-strained the SMAs to a single level in order to ensure tension-only superelastic behavior. As of yet, no trends in the response of structures with respect to SMAs pre-strained to various levels have been identified.

### 3.5.1 Analytical pre-stain model validation

In order to address the lack of knowledge associated with pre-straining SMAs used for seismic design and retrofit of building structures, both experimental and analytical studies are performed on the same frame, which has been presented previously, with the SMAs being pre-strained to various levels. By pre-straining the SMA wires, the SMA braces have already reached their loading plateau as can be seen in figure 46. As a result, the SMA braces undergo hysteretic sub-cycles immediately upon engaging and provide added energy dissipation to the structural system. The experimental SMA braces are pre-strained by shortening the turnbuckle up to a given distance to apply a predetermined level of deformation (representing a given strain level) to the SMA cables. For the analytical study, pre-strain values are applied to the model via a temperature variation on the turnbuckles, according to Eq. (3.1):

$$\varepsilon = \alpha \cdot \Delta T = \frac{\Delta l}{l_i} \quad (3-1)$$

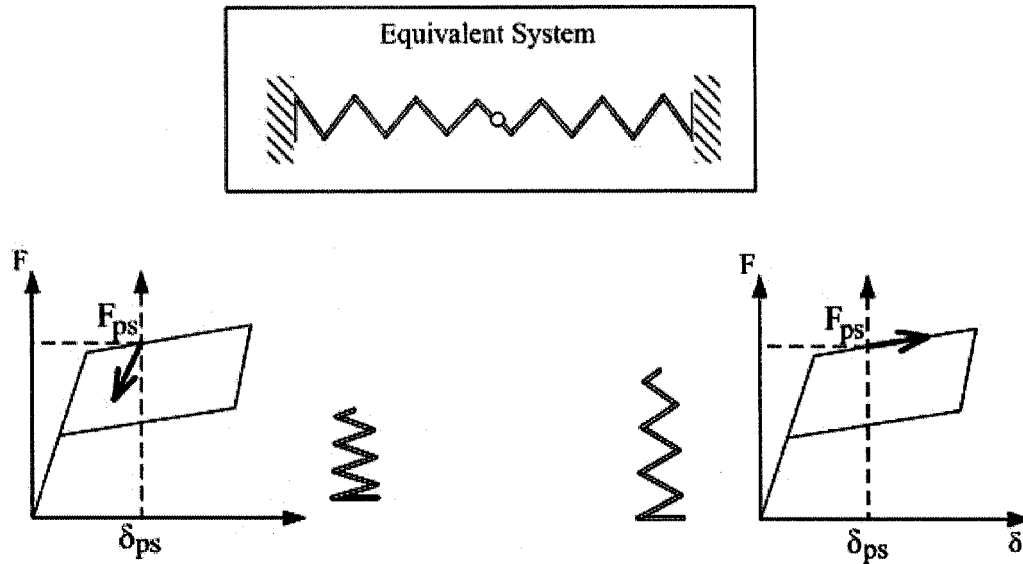


Figure 46 Conceptual equivalent system of springs with the stress-strain behavior being shown when pre-straining is used

Where  $\varepsilon$  is the strain increment,  $\alpha$  is the thermal dilatation coefficient (for this study  $\alpha = 1$ ),  $\Delta T$  is the temperature variation applied to the turnbuckles,  $\Delta l$  is the resulting change in length of the turnbuckle, and  $l_i$  is the initial length of the turnbuckle.

As an initial part of the pre-straining study, the ability of the SMA analytical models to capture the behavior of the structure undergoing the previously presented Northridge ground motion when the braces are first pre-strained to either 1% or 4% is evaluated. Figure 47 provides the experimental and analytical displacement time histories for the 1% pre-strain case where both the elastic sub-cycle and trigger-line SMA models are utilized. The ability of the analytical model to predict the experimental results tends to decrease with an increase in pre-straining value. For the 1% pre-strain case, the difference in maximum displacement found experimentally and analytically using the elastic sub-cycle and trigger-line model are approximately 12% and 8% with difference of 20% and 1.4% for the 4% pre-strain case, respectively. The ability to capture the frequency of the displacement time history is also effected by applying a pre-strain value

to the SMA braces. The results suggest the need of further investigations into the material behavior of pre-strained SMAs in order to develop more accurate material models for cases when pre-strained SMAs are implemented into seismic design and retrofit applications. However, the models presented reasonably predict the maximum displacement.

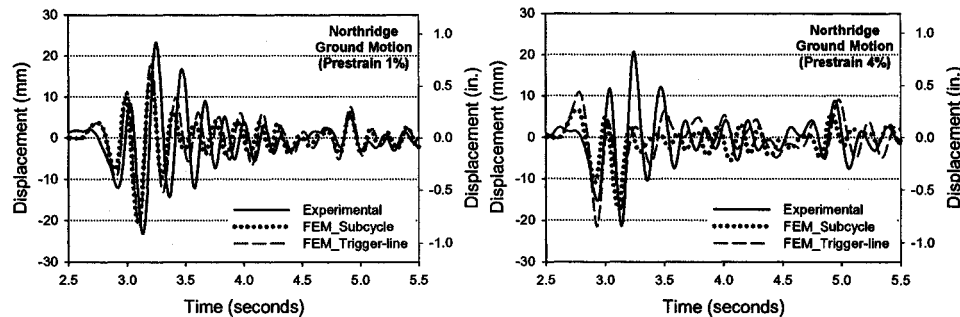


Figure 47 Comparison of the experimental and analytical displacement time histories of the structure subject to the Northridge ground motion with braces pre-strained to 1% and 4%

As a result of these initial pre-strain tests, four different hypotheses can be formulated to explain the effect of using pre-strained SMA braces on the response of the structure:

- (i) Increased energy dissipation is obtained as the sub-loops cover a larger area when starting from a non-zero strain position ( $\delta_{ps}$  in figure 46).
- (ii) For the majority of the ground motion, the braces are stressed in tension assuring that both of the wires are always engaged and providing a means of controlling the response of the structure.
- (iii) The stiffness is variable depending on the initial pre-strain level. High initial stiffness is obtained for low pre-strain levels while low initial stiffness is obtained when pre-straining causes an initiation of the phase transformation. A low stiffness structure tends to show larger displacements.

- (iv) Pre-tensioning the braces creates a re-centering force  $F_{ps}$  that tends to stabilize the structure. The equivalent system can be idealized by two springs in series working in opposition (top of figure 46). When a displacement is applied to the structure and the threshold re-centering force is reached, one cable undergoes the forward transformation, while the other undergoes the reverse transformation. The instantaneous resulting force is then the difference of the two tension forces in the springs.

In order to test these hypotheses, an in-depth experimental and analytical study on how the pre-straining level affects the response of the structure is undertaken for three different ground motions.

### 3.5.2 Pre-strain level study

Shake table tests are performed to study the effect that pre-straining the SMA braces has on the response of the frame. The previously presented Kobe and Northridge ground motions along with the North-South component of the 1940 El Centro ground motion measured at the Imperial Valley Irrigation District Substation have been chosen for this purpose. The same single-story frame presented previously is considered for this study with the exception that the braces are entirely made of SMA wire and the turnbuckles are used to apply the pre-strain values. Additional masses of 2 kg for the El Centro ground motion, 0.59 kg for the Northridge ground motion, and 0.59 kg for the Kobe ground motion are added to the roof of the structure to ensure adequate elongation of the braces. The results from the El Centro ground motion are presented in detail to summarize the effects of pre-straining on the structures response. The displacements time history for the top floor of the frame undergoing the El Centro ground motion is shown on figure 48 for the four different pre-straining levels. The maximum displacements for the 0%, 1%, 2%, and 4% pre-strain levels are 17.2 mm, 7.7 mm, 8.8 mm, and 10.3 mm, respectively.

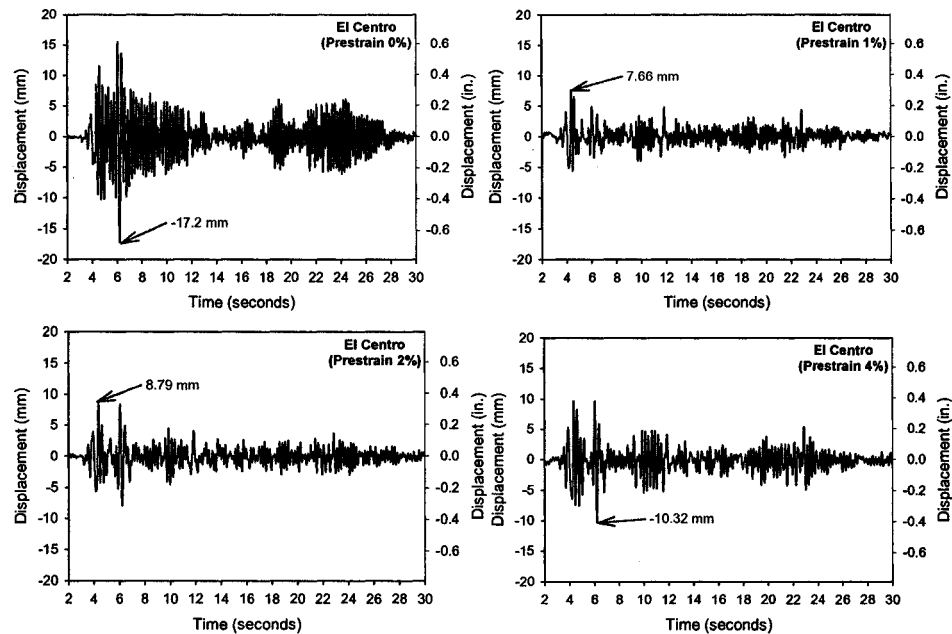


Figure 48 Time history displacements (mm) of the structure subject to El Centro ground motion for different prestrain values

Since instrumentation for the experimental study consisted of accelerometers, only a limited amount of data can be obtained in regards to the response of the structure and behavior of the braces. Also, as previously mentioned, the analytical model of the braced structure does not accurately predict the behavior of the frame seen experimentally when pre-straining is used. For these reasons, a more detailed look at the brace behavior is obtained using the analytical SMA elastic sub-cycle model by considering the geometric relationship between movements of the top floor and stretching of the braces from the experimental results. The computed experimental time history of the elongation of the braces is then applied as a displacement time history to only the SMA model (without considering the rest of the frame) in order to determine the stress-strain relationship which the braces underwent during the experiment. Figure 49 through 51 show the results of this analysis for the El Centro ground motion for each of the four pre-strain levels.



The stress-strain results for one of the SMA braces due to the El Centro ground motion are shown in figure 49 for four different levels of pre-strain. For the cases where no pre-strain is applied and only 1% pre-strain is applied to the braces, the stress-strain curves start along the initial elastic curve which results in a significantly stiffer structure during the initial loading. As a result, strain levels in the braces are significantly smaller as compared to those braces which are pre-strained at higher levels. The maximum strain reached in the brace for the 0% and 4% pre-strain cases are 3.1% and 5.9%, respectively. A further consequence of starting along the initial elastic curve is the lack of hysteretic behavior during the initial loading cycles which limits the amount of supplemental energy dissipation provided. The 2% and 4% pre-strain cases show much larger hysteresis values suggesting that not only will the recentering capability of the SMAs help control the response of the structure, but larger values of supplemental energy dissipation are also provided.

A comparison of the energy dissipated by the SMA braces for the different pre-strain levels as a result of the El Centro ground motion is provided in figure 50. The results show that a larger amount of energy is dissipated when the SMA braces are first pre-strained to a level which places them along the loading plateau of the stress-strain curve. Two to three times the energy dissipation capacity of SMA braces that are not pre-strained can be obtained by pre-straining the braces above 2% strain. Although, it should be noted that the energy dissipated by the superelastic SMA braces still remains low compared to other passive energy dissipation devices suggesting that the reduction in the response can be attributed mostly to the recentering capacity of the SMAs.

The notion that the SMA braces will remain in tension due to the application of pre-straining, resulting in a better performance of the structure, can be verified through the stress time history of the braces shown in figure 51 as a result of the El Centro ground motion. The results show that when the SMA wires are not pre-strained, they experience negative stress values (compression) at several points and do not provide any structural

control. For the cases in which the SMA wires are first pre-strained, there exist very few instances where the braces experience negative stresses. At higher pre-strain levels, the braces do not undergo compression and are always engaged.

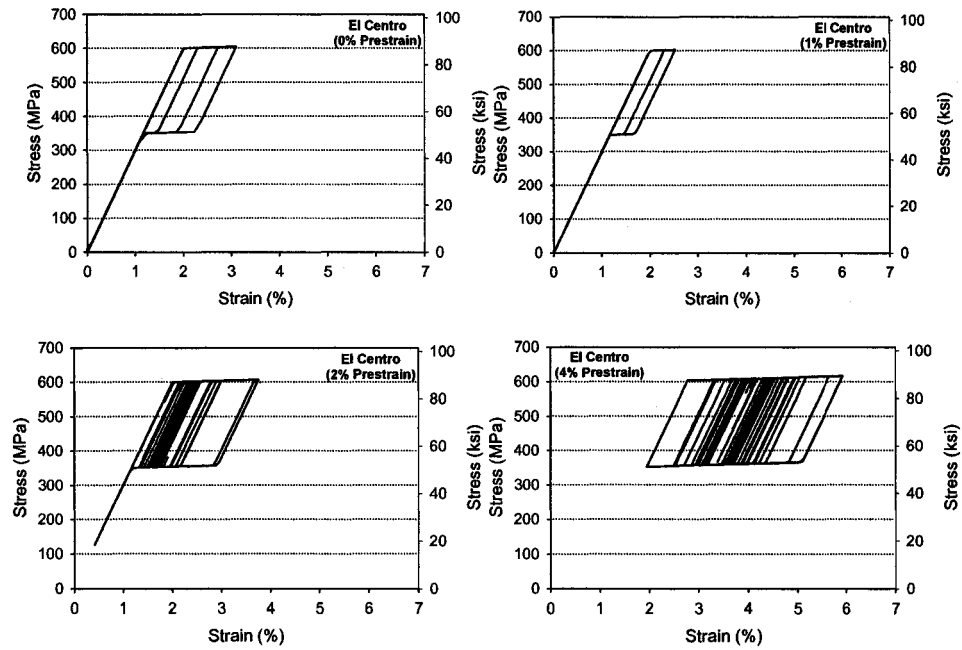


Figure 49 Stress-strain diagram of the two cables subject to El Centro ground motion for different prestrain values

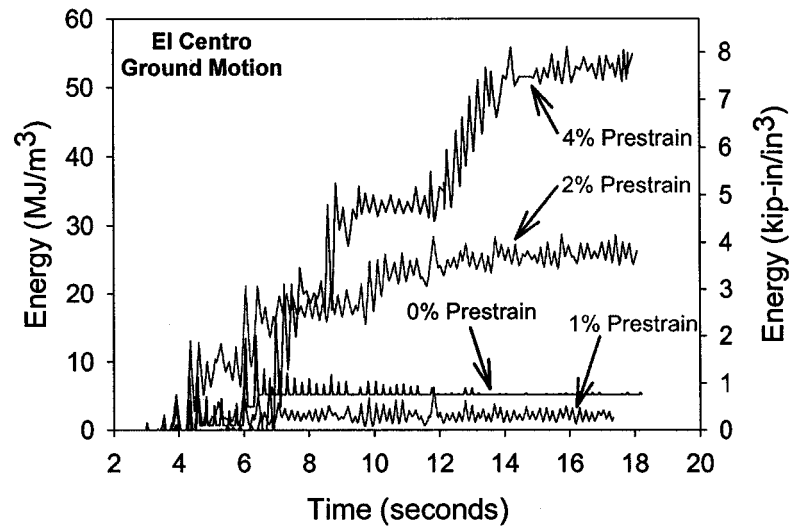


Figure 50 Energy consumption of the two cables subject to El Centro ground motion for different prestrain values

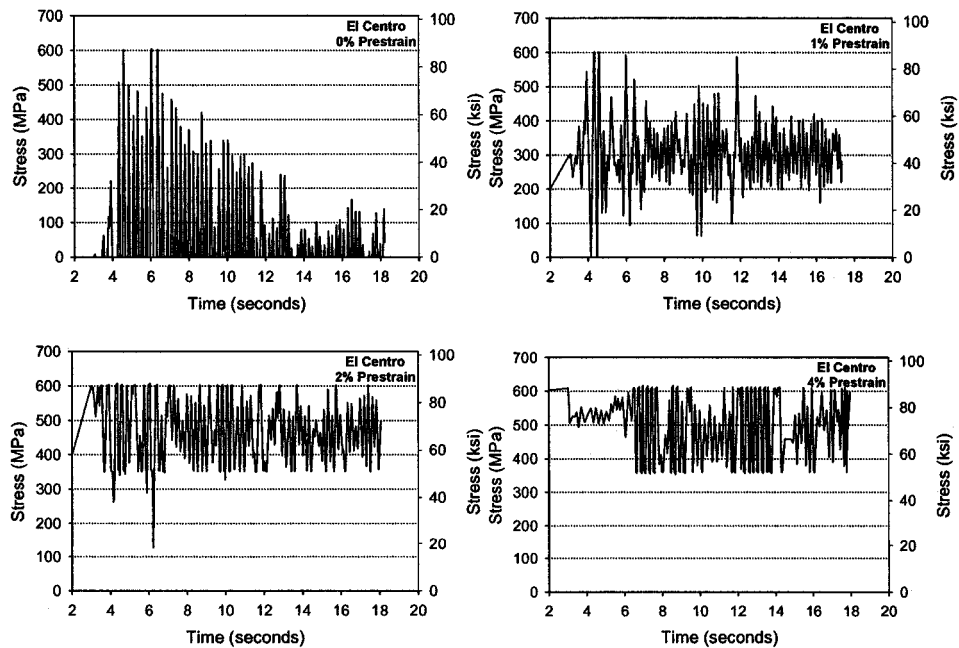


Figure 51 Stress history of the two cables subject to El Centro ground motion for different prestrain values

### 3.5.3 Discussion on the pre-strain effect

Figure 52 shows the normalized maximum displacements of the top floor of the frame for the three different ground motions when the SMA braces are pre-strained to different strain levels. The average maximum displacement for the case where the braces are not pre-strained is 21.8 mm and decreases to 15 mm, 16 mm, and 17.6 mm when the SMA braces are pre-strained to 1%, 2%, and 4% strain, respectively. For each ground motion, pre-straining the SMA braces to any level results in a decrease in the response compared to the zero pre-strain case.

The increase in maximum displacement when going from pre-strain levels of 1% to 4% for the El Centro and Kobe ground motions and from pre-strain levels of 2% to 4% for the Northridge ground motion can be attributed to changes in the stiffness of the structure due to the onset of the phase transformation when strained at or above 2% strain. When the SMA braces are only pre-strained to 1%, they remain on the initial elastic curve upon initial loading rather than on the loading plateau resulting in a stiffer initial structure with both braces being engaged and having this same higher initial stiffness. This increased initial stiffness can help to reduce displacements in the structure when the ground motion has large magnitude accelerations early in its time history. It is clear that applying some pre-strain to the SMA braces does act to reduce the response of the structure and increase the speed of attenuation of the structure's displacement over time.

For the three ground motions, it can be noted that the displacements are almost the same for the 2% and 4% pre-strain levels. This observation is in agreement with the notion that the recentering force helps to stabilize the structure and reduce displacements during a seismic event. This can be suggested since the forces for those pre-strain levels are similar because both pre-strain levels place the SMA braces in the loading plateau portion of the stress-strain curve. However, the re-centering force level differs for the

1% and 2% (or 4%) pre-strain levels. As a result, the decrease in maximum displacement is attributed to a stiffness change previously discussed.

A further consequence of starting along the initial elastic curve is the lack of hysteretic behavior during the initial loading cycles which limits the amount of supplemental energy dissipation provided. Figure 53 suggests that the amount of supplemental energy dissipation due to the flag-shape hysteretic behavior of the SMAs tends to increase with increased levels of pre-strain. This can be attributed to the fact that by pre-straining the SMA braces most of the behavior occurs along the hysteresis loop rather than along the initial elastic portion of the stress-strain curve. Although the energy dissipated increased with an increase in pre-strain level, the maximum displacements did not significantly decrease. The energy dissipation associated with the Kobe ground motion increased by 133% when the SMA braces were pre-strained to 4% as opposed to 2% strain, but the maximum displacement increased slightly. These results suggest that the energy dissipation is only a minor component in controlling the response of the frame with SMA braces.

Based on these findings, it is suggested that pre-straining in the range of 1.0-1.5% can provide the optimal level of structural control in most cases. When pre-straining to higher values, the possibility of fracture due to the development of large strains in the SMA braces has to be carefully evaluated. Further, relaxation in the SMA braces over time has to be taken into consideration. Dolce et al. [20] tested a pre-strained SMA cable over a period of three weeks and found that the effect of relaxation in the SMAs is negligible. However, because earthquakes are scarce events, further research is needed over a longer period of time. The effects of seasonal actions on the properties of the SMAs also must further be understood before implementing pre-strained SMA braces into practice [39].

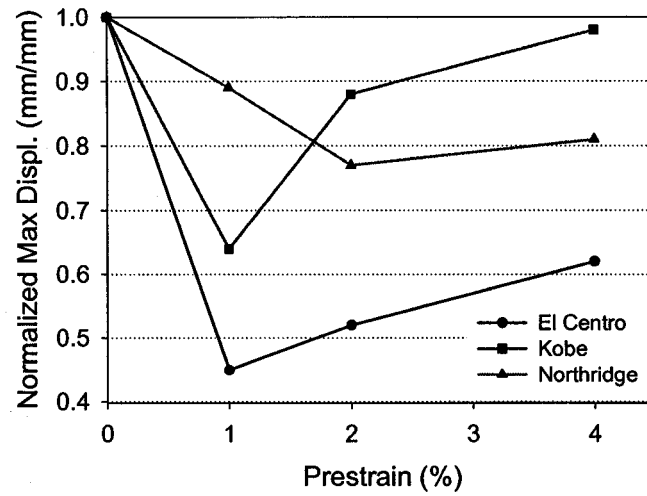


Figure 52 Normalized maximum displacement obtained for different pre-strain values

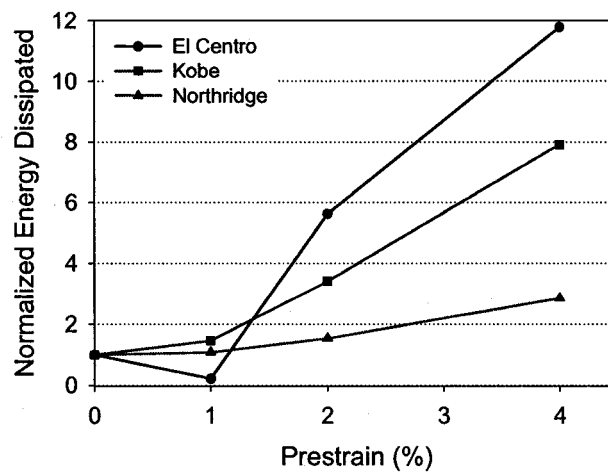


Figure 53 Normalized energy dissipated for different pre-strain values

### 3.6 Conclusion

In this paper, the effectiveness of using SMA braces to control the response of a single-bay frame during a seismic event is investigated. The response of a steel braced structure is compared with that of a SMA braced structure in which the braces possess the same stiffness and yield force. Shake table tests are conducted and show that the SMA bracing system provides a consistent reduction in the response due to the re-centering capability associated with the material.

The second goal of this study is to develop a FEM of the single-bay braced structure and to compare the performance of this model to the experimental results when two different SMA sub-cycle models are considered. The results obtained with the use of the trigger-line SMA model are slightly better than those obtained with the purely elastic sub-cycle model. The differences between the experimental and analytical results are minimal when no pre-straining is applied to the braces. The comparison shows difference in both magnitude and frequency of the displacement time history when pre-straining is applied suggesting that further investigation into analytical models of SMA behavior which can handle pre-straining needs to be undertaken.

The effect of pre-straining the SMA braces on the response of the single-story frame is also investigated. Shake table tests confirm that by pre-straining the SMA braces the maximum frame displacement can be reduced. The stiffness variation and the fact that the braces remain in tension when they are pre-strained to different levels have been identified as the key factors resulting in this reduction. Although the energy dissipated increases considerably with increased pre-straining, this factor has been identified as a secondary factor for the reduction of displacements. The experimental results show an interaction between the four hypotheses identified earlier and a dependency on the ground motion used. Finally, it is found that an optimal pre-straining level exists in the range of 1.0-1.5% pre-strain.

## **CHAPITRE 4**

### **SIMULATION NUMÉRIQUE D'UNE STRUCTURE COMPLEXE**

#### **4.1 Introduction**

Ce chapitre complète deux thèmes abordés dans les deux articles précédents : la contribution de la dissipation d'énergie des AMF et l'effet de la prédéformation des contreventements. La structure présentée dans ce chapitre représente mieux les conditions réelles d'utilisation. De plus, bien que l'évolution du système dans le temps soit prise en compte dans beaucoup d'analyses, certains résultats présentés dans les articles le sont de façon très condensée et se limitent souvent à la valeur de déformation maximale. Cette section reprend donc certains concepts déjà traités avec une structure plus réelle et présente l'historique complet des solutions.

#### **4.2 Structure utilisée**

La structure étudiée est une maison familiale conçue par un architecte. Elle respecte les caractéristiques techniques en vigueur dans la région de Barcelone (Espagne). La maison est composée d'une première partie à deux étages et d'un jardin à un seul étage. Le lien qui unit les deux divisions peut être considéré comme flexible, ce qui permet leur étude indépendante. Pour ce travail, nous étudierons uniquement la partie du bâtiment à un seul étage sur lequel repose un jardin.



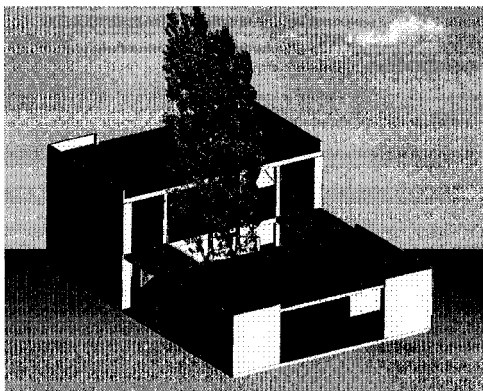


Figure 54 Maison familiale étudiée

La figure 55 montre le modèle d'EF de la structure du jardin, composé d'éléments poutres pour les membrures d'acier (poutres et colonnes), de tiges pour les contreventements et de plaques pour les dalles de béton du plancher. Les amortisseurs d'AMF sont faits de tige de CuAlBe de 3.4 mm de diamètre. La figure 56 montre la position des amortisseurs. Dans la direction NS (ou 'z'), les amortisseurs sont installés dans les baies des cadres extérieurs, et sont composés de 37 câbles de 1.2 m de longueur. Dans la direction EW (ou 'x'), il s'agit de 20 câbles de 0.5 m de longueur installés dans les baies extérieurs des trois cadres. La procédure de design des amortisseurs n'est pas expliquée en détail dans ce travail. Essentiellement, les dimensions ont été choisies selon deux critères : subir une déformation suffisante sous l'effet des séismes, de sorte que la quantité d'énergie dissipée soit maximale; et affecter la rigidité de la structure de façon limitée. Tous les résultats présentés dans ce chapitre utilisent une loi de matériaux UPF d'Ansys développée par l'équipe du professeur Torra [75]. La figure 57 compare cette loi de matériaux à celle développée dans ce travail (annexe 1). Les deux lois mènent à un comportement sismique de la structure très similaire.

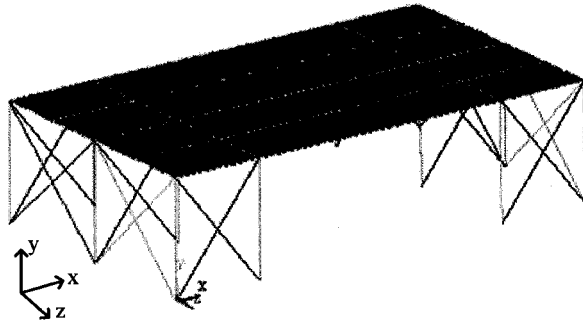


Figure 55 Modèle d'EF de la structure du jardin

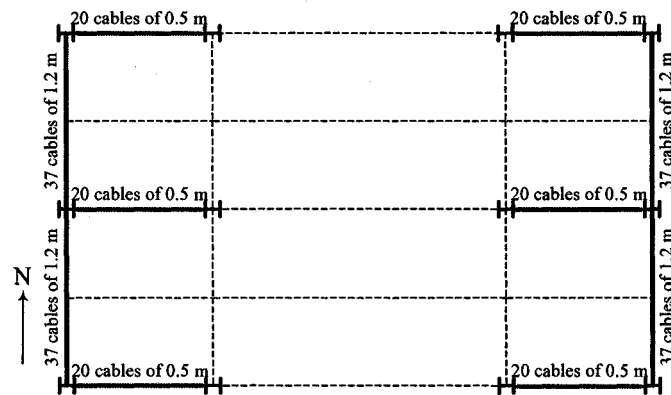


Figure 56 Positionnement et descriptions des amortisseurs

### 4.3 Contribution de l'énergie dissipée par les AMF

L'article 1 (chapitre 2) étudie, entre autres, la contribution de la dissipation d'énergie des AMF. Une structure simple excitée harmoniquement à sa fréquence naturelle a été utilisée à cette fin. Une étude numérique utilisant un matériau sans dissipation d'énergie a montré que la réduction des déplacements résulte d'une interaction entre la dissipation d'énergie et la variation de la rigidité. L'article 2 (chapitre 3) s'est penché indirectement sur la question de la contribution de l'énergie dissipée, cette fois en utilisant la

prédéformation pour faire varier la quantité d'énergie dissipée. On y conclut que l'apport énergétique des AMF n'est pas suffisant pour réduire considérablement les déplacements et contrer l'effet de la réduction de la rigidité.

L'article 1 impose à la structure une excitation harmonique forcée autour de sa fréquence naturelle. Or, on sait qu'un tremblement de terre est une interaction complexe de vibrations libres et forcées à différentes fréquences. L'article 2 s'intéresse seulement aux déplacements maximaux de la structure et ne tient pas en compte l'historique complet des déplacements. Pour pallier à ces lacunes, cette section étudie la réponse complète d'une structure soumise à une excitation sismique. Les simulations utilisent les lois de comportement AMF et ZED pour mettre en évidence la contribution de l'énergie dissipée, tel que présenté dans l'article 1. Seulement un cadre à trois baies du jardin (suivant la direction EW) est utilisé.

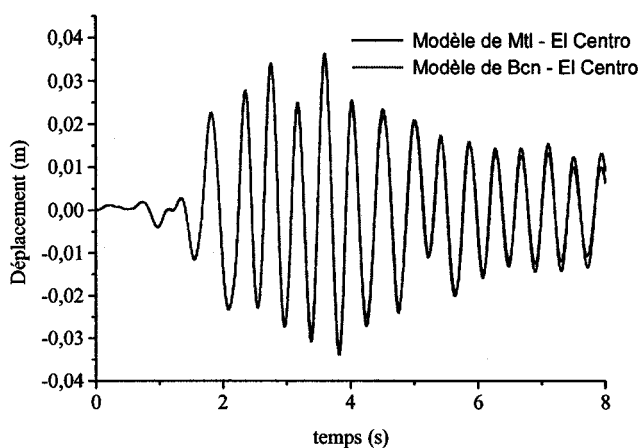


Figure 57 Réponse du modèle du jardin suite au séisme d'El Centro pour la UPF du professeur Torra (Modèle de Bcn) et celle de l'auteur (Modèle de Mtl)

### 4.3.1 Résultats et discussion

La figure 58 montre les déplacements de la structure suite au séisme d'El Centro dans la direction EW. Encore une fois ici (voir article 2), la dissipation d'énergie des AMF ne semble pas efficace pour réduire le déplacement maximal de la structure. Par rapport à la structure sans contreventement (absente du graphique), le modèle AMF réduit le déplacement maximal de 56 %, alors que le modèle ZED le réduit de 51 %, ce qui correspond à une différence de seulement 4 % entre les deux modèles. Par contre, lorsqu'on observe l'allure générale des déplacements, on remarque que certains instants du séisme bénéficient plus de la contribution énergétique des AMF. En effet, entre la 10<sup>ième</sup> et la 12<sup>ième</sup> seconde, des différences de l'ordre de 40 % sont observées entre les modèles AMF et ZED.

À certains instants, les vibrations sismiques excitent moins la structure et elle se trouve donc dans une situation similaire à la vibration libre. Comme on le sait, l'amortissement est surtout bénéfique si la structure vibre à son mode naturel, de façon libre ou forcée (voir la figure 3). La figure 58 démontre donc que la dissipation d'énergie des AMF peut avoir un impact bénéfique sur la réduction des déplacements si on considère l'historique complet du séisme. Pour bien apprécier cet effet, on soumet la structure aux quatre premières secondes du même tremblement de terre, et on laisse la structure en vibration libre pour quatre autres secondes (figure 59). La structure munie d'amortisseurs AMF montre un décrétement plus rapide que celle utilisant le modèle ZED ( $\zeta_{eq} = 2\%$  contre  $\zeta_{eq} = 1\%$ ). Bien que l'objectif premier soit de réduire le déplacement maximal de la structure, cet aspect peut être bénéfique pour réduire les effets négatifs de la fatigue dans les membrures d'acier.

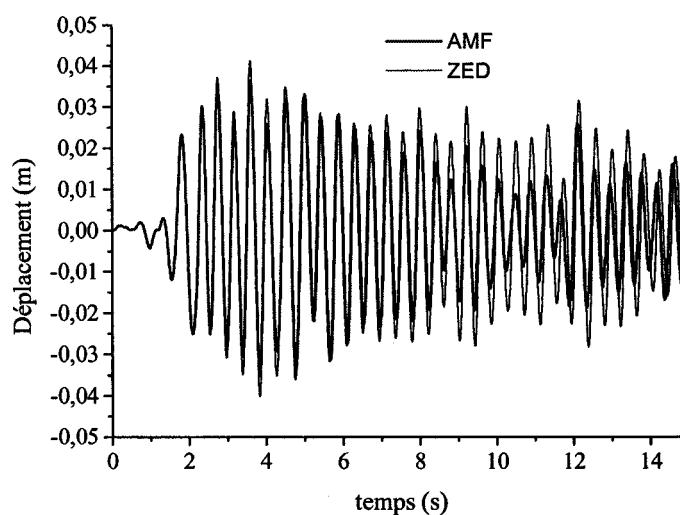


Figure 58 Déplacement du cadre à trois fenêtres soumis au séisme d'El Centro pour les modèles de matériaux AMF et ZED. Le déplacement maximal de la structure sans contreventements (non illustré) est de 0.0835 m.

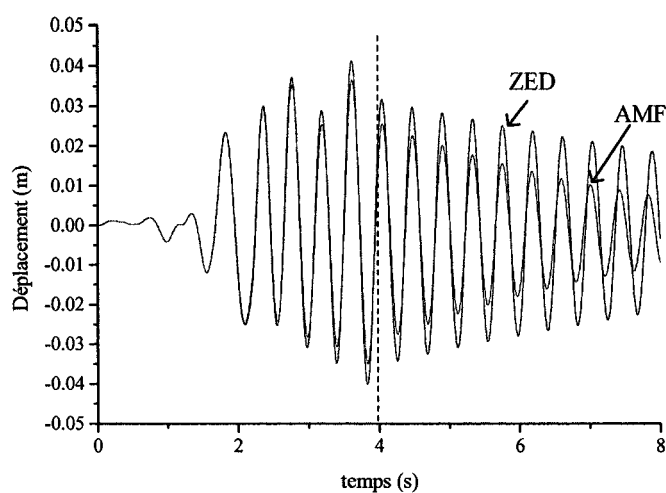


Figure 59 Déplacement du cadre à trois fenêtres soumis au séisme d'El Centro pour les quatre premières secondes, suivi d'un décrétement libre de quatre secondes. Les modèles de matériaux AMF et ZED sont montrés.

#### 4.4 Effets de la prédéformation

L'article 2 a démontré que la prédéformation peut être bénéfique pour réduire les déplacements d'une structure. La présente section analyse aussi les effets de la prédéformation, avec cette fois une structure plus réelle et en utilisant l'historique complet des déplacements.

La figure 60 et la figure 61 rapportent les déplacements subis par le jardin dans la direction EW suite aux séismes d'El Centro (Imperial Valley, Etats-Unis, PGA = 0.313 g) et d'un tremblement de terre Japonais (KSG005, Miyanojoh, Japon, PGA = 0.902 g). Les valeurs de prédéformation (2% pour El Centro et 1% pour KGS005) ont été choisies de façon à maximiser la dissipation d'énergie tout en ne dépassant pas la limite de déformation des tiges de CuAlBe fixée à 4% [75]. La figure 62 montre les diagrammes contrainte-déformation des amortisseurs pour le séisme d'El Centro, avec et sans prédéformation.

##### 4.4.1 Résultats et discussion

Pour El Centro, la prédéformation emmène une réduction du déplacement maximum de 10 %. Encore une fois ici, l'historique des résultats permet d'apprécier les bénéfices de la dissipation d'énergie sur l'ensemble du séisme (67 % de réduction à certains endroits).

Pour le tremblement de terre KGS005, aucune réduction du déplacement maximum n'est observée suite à l'application de la prédéformation. Une légère détérioration est même observée par endroits. Tel que discuté dans l'article 2, la prédéformation peut avoir des effets indésirables dus au changement de rigidité du matériau. Cette simulation montre qu'il faut considérer cette technique avec prudence et réserve.

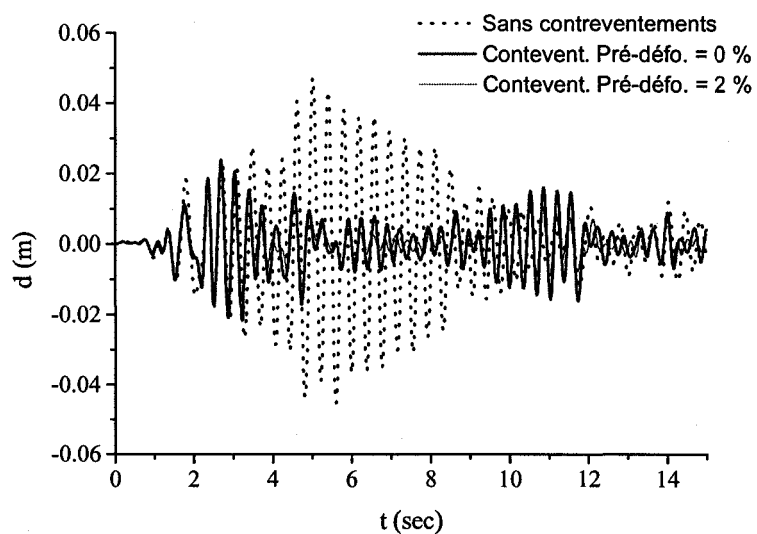


Figure 60 Déplacement de la structure complète soumise au séisme d'El Centro pour des valeurs de prédéformations de 0 et 2 %. Les déplacements de la structure sans contreventements sont illustrés.

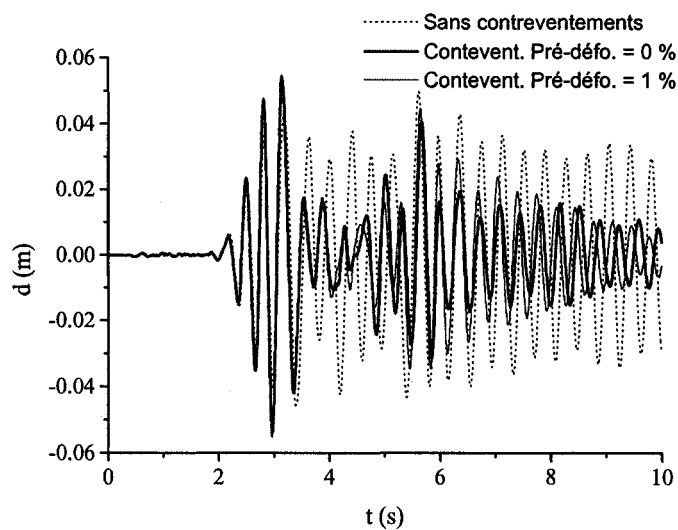


Figure 61 Déplacement de la structure complète soumise au séisme KGS005 pour des valeurs de prédéformations de 0 et 1 %. Les déplacements de la structure sans contreventements sont illustrés.

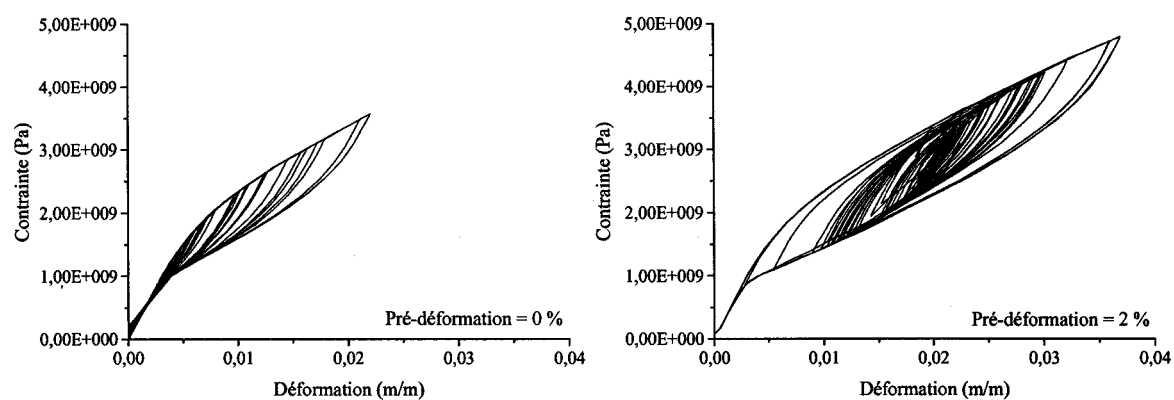


Figure 62 Diagrammes contrainte-déformation des amortisseurs pour des prédéformations de 0 (à gauche) et 2 % (à droite)



## CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

Le but de ce travail était de clarifier certains aspects des AMF relativement à leur utilisation en contrôle sismique des structures. À l'aide de modèles numériques et d'expérimentations, les conclusions suivantes peuvent être tirées :

- Il est possible d'inclure les phénomènes d'autochauffage des AMF dans les simulations lorsque ceux-ci sont chargés dynamiquement, en utilisant le concept du bilan thermique. Par contre, la comparaison des oscillations harmoniques expérimentales et numériques d'une structure à 1 ddl montre qu'on obtient une réponse acceptable en excluant les calculs thermiques, mais en testant les fils dynamiquement.
- L'énergie dissipée par les AMF lorsqu'ils se déforment apporte une réduction des oscillations harmoniques de la structure sur laquelle ils sont installés. Cependant, un matériau idéal qui posséderait la même rigidité initiale que les AMF mais qui ne dissiperait pas d'énergie améliorerait la réponse de la structure en matière de déplacements. En d'autres mots, l'énergie dissipée par les AMF ne compense pas la baisse de la rigidité suivant la transformation de phase. Du point de vue de l'accélération de la structure toutefois, les AMF montrent une réponse supérieure à celle du matériau idéal.

L'étude de différents niveaux de prédéformation de contreventements d'AMF peut également nous renseigner sur l'importance de la dissipation d'énergie. En effet, il a été montré que même si l'énergie dissipée augmente radicalement lorsque la prédéformation augmente (de 2 % à 4 %), le déplacement maximum de la structure n'en est que très peu affecté. De plus, dans certains cas, le déplacement sismique maximum augmente avec la prédéformation, signifiant

encore une fois que la diminution de la rigidité (qui survient à un certain niveau de prédéformation) ne peut pas être compensée par la dissipation d'énergie.

L'historique complet de la déformation d'une structure complexe montre que la dissipation d'énergie est plus importante à certains moments d'un séisme. Si les accélérations imposées par le séisme sont moins importantes, la structure est en vibration libre. Les effets de l'amortissement seront plus visibles, dû au fait que la structure vibre dans son mode naturel (contrairement au cas du déplacement maximum qui est dû à un déplacement forcé).

- En comparant des structures équipées de contreventements équivalents d'AMF et d'acier (même force d'écoulement et même rigidité), il est démontré que les contreventements d'AMF sont efficaces pour réduire les vibrations sismiques d'une structure. Cette contribution des AMF est attribuée aux grandes déformations élastiques qu'ils peuvent subir, alors que les membrures d'acier accumulent des déformations résiduelles et deviennent mal ajustées (« slack »).
- L'application d'une prédéformation sur les contreventements d'AMF d'une structure à 1 ddl réduit le déplacement sismique maximum. Pour profiter de la rigidité initiale élevée, de l'effet d'amortissement apporté par l'énergie dissipée et de la force appliquée sur les contreventements, une prédéformation de l'ordre de 1.0-1.5 % est conseillée (pour l'alliage étudié au chapitre 3).

Outre les aspects qui ont été étudiés dans ce travail, le comportement des AMF à long terme (spécialement dans le cas où une prédéformation serait appliquée) est sans contredit une facette qu'il faudra étudier dans les années à venir.

Bien que les AMF aient été prouvés efficaces en contrôle sismique des structures, leur coût élevé reste pour le moment le principal obstacle. Étant donné l'envergure

des ouvrages en génie civil, les alliages cuivreux devront possiblement être considérés au lieu des alliages à base de nickel et de titane. À noter cependant que la corrosion des alliages à base de cuivre présente un obstacle. À l'heure actuelle, seulement certaines constructions de grande valeur justifient l'utilisation des AMF : la basilique St-François d'Assise en est un bel exemple.

Les recherches pour améliorer le comportement dynamique des bâtiments se poursuivent, et les AMF présentent toujours une solution viable et efficace à ce problème. Le caractère autonome d'un tel système intelligent est très attrayant, puisqu'il ne nécessite aucune alimentation électrique, n'est pas dépendant de la mise à jour de systèmes informatiques et n'est pas vulnérables à une défaillance logicielle qui pourrait survenir. Du point de vue mécanique, leur capacité unique à retrouver leur forme initiale après de grandes déformations tout en offrant une rigidité élevée, l'énergie supplémentaire qu'ils dissipent, leur bonne résistance à la corrosion et leur excellent comportement en fatigue justifie la poursuite de recherches utilisant ces matériaux exceptionnels en génie sismique.

## **ANNEXE 1**

### **Détails des lois de matériau USERMAT dans Ansys**

## Principe de base des USERMAT d'Ansys

Depuis la version 5.6, Ansys permet à l'utilisateur de définir ses propres lois de comportement de matériau via les sous-routines USERMAT. L'implémentation d'une loi requiert sa programmation en langage FORTRAN. Une nouvelle version d'Ansys est par la suite compilée, ce qui permet l'utilisation de ce nouvel exécutable sans le code source de la sous-routine.

Au début d'une itération, et pour chaque point d'intégration de l'élément, Ansys dicte à la sous-routine la contrainte ( $\text{stress}(\text{io})$ ), la déformation ( $\text{Strain}(\text{i})$ ), l'incrément de déformation imposé ( $\text{dStrain}(\text{i})$ ), la température ( $\text{Temp}(\text{i})$ ), l'incrément de température imposé ( $\text{dTemp}(\text{i})$ ), le temps ( $\text{Time}(\text{i})$ ), l'incrément de temps ( $\text{dTime}(\text{i})$ ) et les variables d'états à cet instant du problème ( $\text{statev}(\text{io})$ ). La USERMAT met alors à jour la contrainte et les variables d'états pour l'instant 'temps + incrément de temps'. Les variables échangées à sens unique entre Ansys et la USERMAT sont de types 'i' (input), alors que les variables que la sous-routine reçoit et retourne à la fin de l'incrément de temps sont de type 'io' (input-output). Les variables d'états sont des variables définies par l'utilisateur pour suivre leur évolution au cours de la simulation. Pour une description plus détaillée du fonctionnement des USERMAT, consulter le mémoire de F. Viens [87].

## Loi Multi-linéaire AMF (MLAMF)

Comme son nom l'indique, le modèle multilinéaire programmé dans Ansys estime le comportement des AMF à l'aide d'une série de droites. L'utilisateur doit donc caractériser le matériau et entrer les paramètres usager du tableau V. À partir de ces données, d'autres paramètres sont calculés dans la loi pour compléter la caractérisation (tableau VI). La figure 63 montre ces paramètres dans un diagramme contrainte-déformation.

Tableau V

Paramètres usager utilisés par la loi MLAMF

#	Symbole	Description	Unités
1	sMs	Contrainte de début de transformation martensitique	MPa
2	sMf	Contrainte de fin de transformation martensitique	Mpa
3	sAf	Contrainte de fin de transformation austénitique	Mpa
4	eMs	Déformation de début de transformation martensitique	mm/mm
5	eMf	Déformation de fin de transformation martensitique	mm/mm
6	dsdT	Pente du diagramme d'état	Mpa / °C
7	T0	Température ambiante	°C

Tableau VI

Paramètres calculés par la loi MLAMF

#	Symbole	Description	Unités	Equation
1	E1	Pente (module) d'austénite et de martensite	MPa	sMs / eMs
2	E2	Pente (module) de transformation directe et inverse	MPa	(sMf-sMs) / (eMf-eMs)
3	sAs	Contrainte de début de transformation austénitique	MPa	sMf - (sMs - sAf)
4	eAf	Déformation de fin de transformation austénitique	mm/mm	sAf / E1
5	eAs	Déformation de début de transformation austénitique	mm/mm	eMf - (eMs- eAf)
6	b1	Ordonnée à l'origine de la transformation directe	MPa	sMs-E2*eMs
7	b2	Ordonnée à l'origine de la transformation inverse	MPa	sAf-E2*eAf
8	dedT	Pente du diagramme d'état en déformation	°C <sup>-1</sup>	dsdT/E1

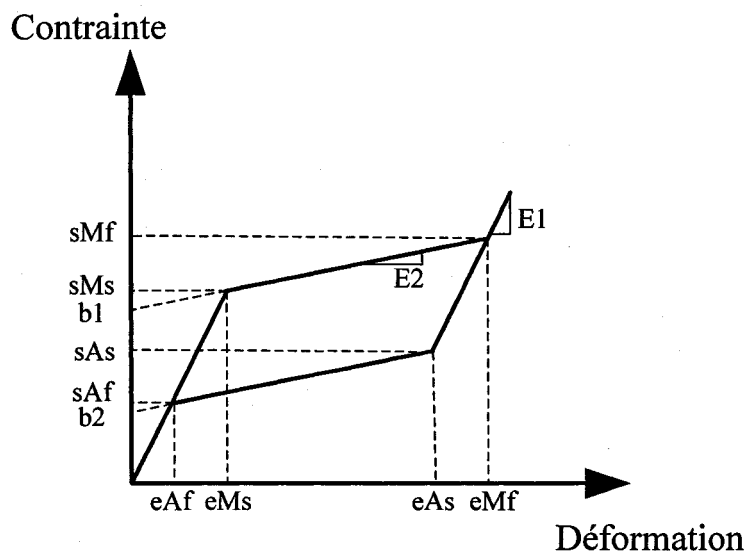


Figure 63 Paramètres usager et paramètres calculés de la loi MLAMF

En plus de ces paramètres, quatre variables d'états sont utilisées pour suivre l'évolution du matériau. Sommairement, ces variables servent à déterminer sur quelle pente on se trouve ( $\beta$ ) et à détecter le début et la fin des sous-cycles ( $\rho$  et  $\gamma$ ). La figure 64 et le tableau VII définissent ces variables d'états.

Tableau VII

Variables d'états utilisées par la loi MLAMF

#	Symbole	Description	Unités	Equation
1	<i>Beta</i> ( $\beta$ ) Statev(1)	Identification de la pente	-	-
2	<i>Gamma</i> ( $\gamma$ ) Statev(2)	Déformation inférieure de sous-cycle	mm/mm	$(b2-statev(3)) / (E1-E2)$
3	<i>BetaStar</i> ( $b^*$ ) Statev(3)	Ordonnée à l'origine de la pente du sous-cycle	MPa	Si <i>Beta</i> = 3: $stress(1)-E1 * Strain(1)$ Si <i>Beta</i> = 5: $sMfT-E1 * eMfT$
4	<i>Rho</i> ( $\rho$ ) Statev(4)	Déformation supérieure de sous-cycle	mm/mm	$(b1-statev(3)) / (E1-E2)$

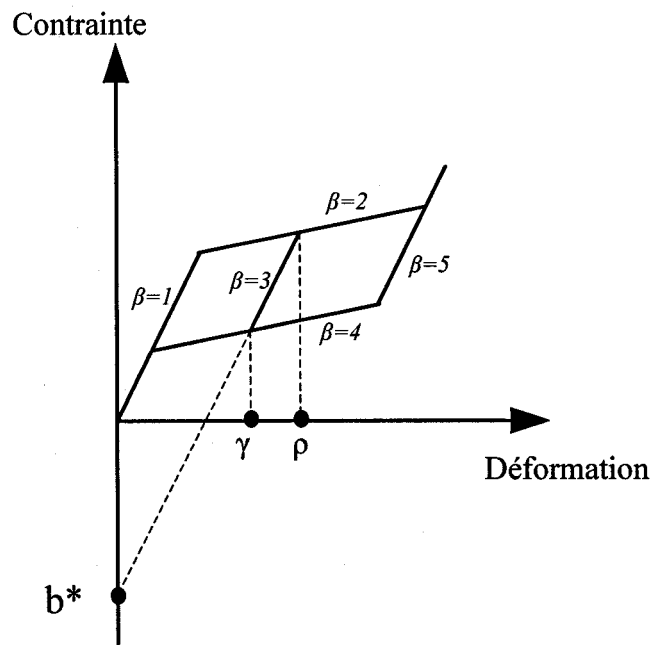


Figure 64 Variables d'états utilisées par la loi MLAMF

### Simulation isotherme

Pour expliquer le fonctionnement de l'algorithme, débutons avec une simple simulation isotherme, où l'on charge en traction un échantillon jusqu'à ce que la transformation martensitique soit complétée à environ 50 %, pour ensuite relâcher la contrainte.

Au début de chaque itération, la loi met à jour la déformation en additionnant la déformation au temps présent et l'incrément de déformation, tout deux reçus du programme principal :

$$\varepsilon = Strain(1) + dStrsain(1) \quad (A1-1)$$

La variable locale epsilon ( $\varepsilon$ ) sera donc utilisée pour calculer la nouvelle valeur de contrainte ( $\sigma$ ). On fait de même si un incrément de température est imposé :



$$T_{next} = Temp(1) + dTemp(1) \quad (A1-2)$$

Lorsque la déformation suggérée par Ansys est supérieure à  $\epsilon_{Ms}$ , le programme détecte le début de la transformation directe, et retourne donc une valeur de contrainte se trouvant sur la pente  $\beta = 2$  :

$$\sigma = \varepsilon * E2 + b1 \quad (A1-3)$$

La déformation augmente jusqu'à ce que le programme détecte un changement de sens dans l'imposition de la déformation. Cette fois, la contrainte sera inscrite sur la pente  $\beta = 3$  :

$$\sigma = \varepsilon * E1 + b^* \quad (A1-4)$$

$b^*$  est déterminé à l'aide de l'état du point ( $Strain(1), Stress(1)$ ), c'est-à-dire l'état au temps présent :

$$b^* = Stress(1) - (E1 \cdot Strain(1)) \quad (A1-5)$$

Le programme doit être capable de déterminer la fin du sous-cycle, que ce soit en poursuivant le déchargement jusqu'à la pente de transformation inverse ou en inversant le sens du déchargement pour rejoindre la pente de transformation directe. À cette fin, les variables d'états  $\rho$  ( $\rho$ ) et  $\gamma$  ( $\gamma$ ) sont créées.  $\gamma$  est simplement la déformation au croisement des pentes  $\beta = 3$  ( $\sigma = \varepsilon * E1 + b^*$ ) et  $\beta = 4$  ( $\sigma = \varepsilon * E2 + b2$ ). En isolant  $\varepsilon$ , on obtient l'expression de  $\gamma$  :

$$\gamma = \frac{b2 - b^*}{E1 - E2} \quad (A1-6)$$

Une procédure similaire est utilisée pour trouver  $\rho$  :

$$\rho = \frac{b1 - b^*}{E1 - E2} \quad (A1-7)$$

### Simulation non isotherme

En incluant la température, il est possible d'ajuster les contraintes (déformations) critiques de transformation en fonction de l'écart de température imposé au fil ( $\Delta T = T_{\text{next}} - T_0$ ). Toutes les valeurs de contraintes et de déformations présentées dans la section précédente seront recalculées. Par exemple,  $sMs$  devient (figure 65) :

$$sMsT = sMs + (\Delta T \cdot \frac{d\varepsilon}{dT}) \quad (A1-8)$$

La figure 65 illustre également que les valeurs de  $b1$  et  $b2$  devront être recalculées à chaque changement de température. L'ordonnée à l'origine  $b2$  devient donc :

$$b2(T) = sAfT - \frac{E2}{eAfT} \quad (A1-9)$$

Il en est de même pour les variables d'états  $\rho$  et  $\gamma$ . L'équation (A1-6) devient :

$$\gamma(T) = \frac{b2(T) - b^*}{E1 - E2} \quad (A1-10)$$

Notons que la valeur de  $b^*$  n'est pas fonction de la température.

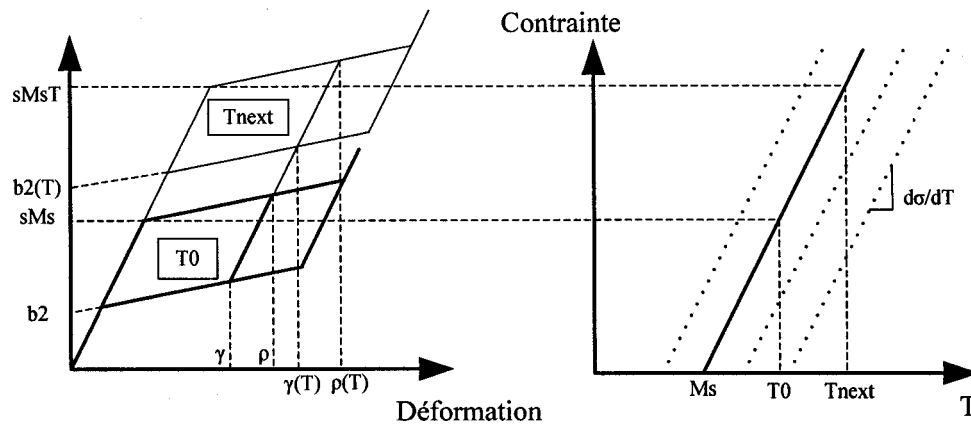


Figure 65 Effets de la variation de la température sur les variables du modèle

Une des caractéristiques importantes de ce modèle est qu'il permet de ramener un chargement thermique, un chargement mécanique, ou une combinaison des deux sous forme d'un chargement mécanique équivalent, appelé la déformation effective ( $\varepsilon^*$ ). Cette relation entre la déformation et la température est possible grâce à la pente du diagramme d'état [88] :

$$\Delta \varepsilon^* = \Delta \varepsilon - \frac{d\varepsilon}{dT} \Delta T \quad (\text{A1-11})$$

Les changements de direction du chargement seront donc évalués à l'aide de cette équation.

### Bilan thermique

La loi MLSMA présentée dans la section précédente est modifiée pour simuler les effets de l'autochauffage. Le tableau VIII présente les paramètres usager supplémentaires qui sont nécessaires. Il a été vérifié que les propriétés de l'air n'ont pas à être réévaluées

(paramètres 16 à 21) et sont donc inscrites comme constantes dans la USERMAT. Encore une fois, on utilise les paramètres usager pour calculer d'autres paramètres, reportés au tableau IX.

Tableau VIII

Paramètres usager supplémentaires utilisés par la loi MLAMF avec autochauffage

#	Symbole	Description	Unités
8	h	Coefficient de convection	W/m <sup>2</sup> °C
9	c	chaleur spécifique	J/kg K
10	$\ell$	Chaleur latente de transformation	J/m <sup>3</sup>
11	Air	Aire de la section d'AMF	mm <sup>2</sup>
12	long	Longueur du fil d'AMF	mm
13	massvol	Masse volumique du NiTi	Kg/m <sup>3</sup>
14	-	-	-
15	probthermique	Variable qui détermine si les effets thermiques sont pris en compte	-
16	g	Accélération gravitationnelle	
17	betaT	Coefficient d'expansion thermique de l'air	
18	mu	Viscosité dynamique de l'air	
19	alpha	Diffusivité thermique de l'air	
20	Pr	Nombre de Prandtl de l'air	
21	kT	Coefficient de conduction de l'air	

Tableau IX

Paramètres calculés supplémentaires utilisés par la loi MLAMF avec autochauffage

#	Symbole	Description	Unités	Equation
9	Ae	Aire d'échange thermique du fil		$2 \cdot 3.1416 \cdot \sqrt{\text{Air}/3.1419} \cdot \text{long}$
10	dia	Diamètre du fil		$\sqrt{4 \cdot \text{Air}/3.1419}$
11	volu	Volume du fil		$\text{Air} \cdot \text{long}$
12	masse	Masse du fil		$\text{volu} \cdot \text{massvol}$
13	FI	Friction interne		$((eAs - eAf) \cdot (sMs - sAf))/2 / \text{facteurFI}$

Pour tenir compte de l'effet de l'autochauffage, l'équation (A1-2) devient :

$$T_{next} = Temp(1) + dTemp(1) + dTempAC \quad (A1-12)$$

où  $dTempAC$  est la seule variable d'état ajoutée (statev(5)). Cette variable est la variation de température due à l'autochauffage par rapport à la température initiale :

$$dTempAC = (T_{nextAC} - T0) * probthermique \quad (A1-13)$$

La variable *probthermique* vaut 1 lorsque l'on inclut ces effets et 0 lorsqu'on les exclut.  $T_{nextAC}$  est la somme des trois termes de l'équation (2-9). Le premier est toujours la température au début de l'incrément, le second est le terme de génération de chaleur (non nul seulement pendant les transformations directes et inverses), et le troisième est le terme de dissipation de chaleur.

La figure 66 illustre la génération de chaleur. Après qu'une portion de la transformation ait été accomplie (zone grisée), la température du fil augmente. L'équation utilisée pour le prochain incrément sera non pas celle de la droite de transformation initiale, mais une nouvelle équation tenant compte de cette élévation de température, via  $b1(T)$  (et par conséquent via  $sMsT$ ) :

$$\sigma = E2 \cdot \varepsilon + b1(T) \quad (A1-14)$$

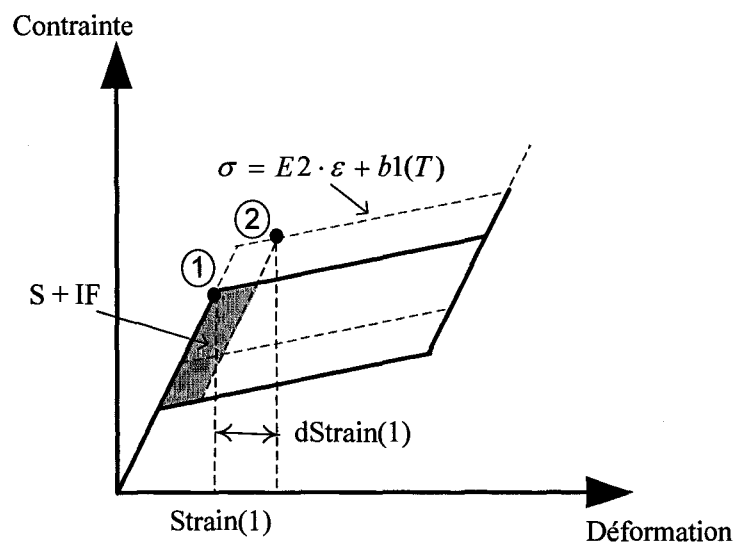


Figure 66 Comportement avec génération de chaleur après l'imposition d'un incrément de déformation (dStrain)

## **ANNEXE 2**

**Complément de l'article 1 : Données supplémentaires sur la caractérisation des fils  
de NiTi de petits diamètres**

## Coefficient de Clausius-Clapeyron

Certaines données expérimentales utilisées dans le chapitre 2 ne sont pas fournies dans l'article. Elles le seront donc dans cette section.

Le coefficient de Clausius-Clapeyron est un paramètre important pour la modélisation du comportement des AMF. Il permet d'intégrer dans les simulations la dépendance entre la contrainte et la température.

Des essais de traction à différentes températures ont été réalisés avec une machine de traction équipée d'une enceinte thermique (voir [87] pour une description du montage). Les courbes de traction sont montrées à la figure 67 de gauche. On reporte les contraintes critiques de transformations pour chaque température sur le diagramme d'état de la figure 67 de droite. La moyenne des pentes de ces droites nous donne le coefficient de Clausius-Clapeyron.

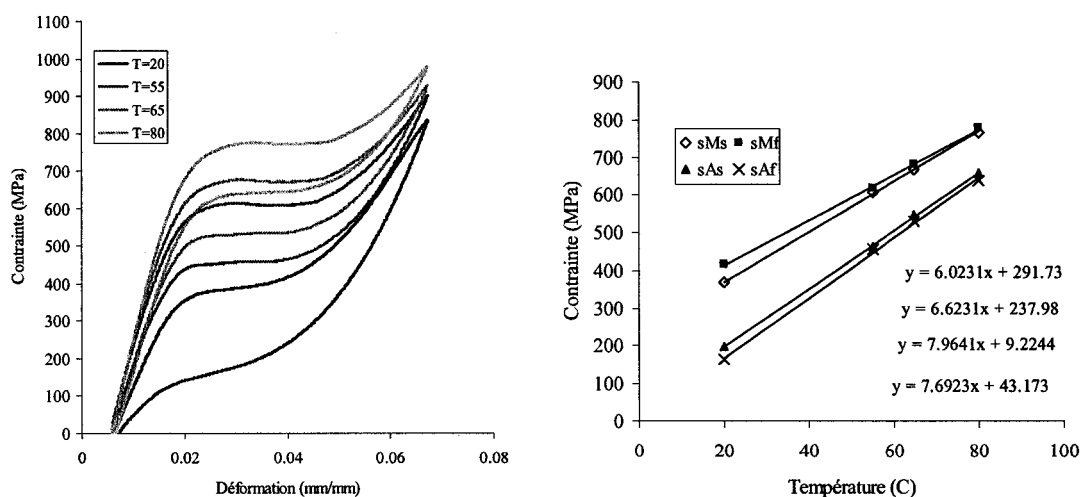


Figure 67 Courbe contrainte-déformation pour différentes températures (à gauche) et le diagramme d'état résultant (à droite)



### Amortissement équivalent

La section 1.3.2 propose une technique expérimentale pour mesurer l'amortissement équivalent ( $\zeta_{eq}$ ). Cette technique a été employée pour les deux types de fils de petits diamètres utilisés dans le chapitre 2. Ces données n'ont pas été utilisées dans la publication, mais les résultats apportent des éléments utiles pour la suite de tels travaux.

La figure 68 montre les valeurs de  $\zeta_{eq}$  obtenues pour différentes fréquences de cyclage. Les fils ont été préalablement cyclés et subissent un seul cycle à déformation maximale de 6% et 8%, respectivement pour les diamètres de 0.5 et 0.1 mm. Le comportement est similaire à celui obtenu par Piedboeuf et al. [44] (voir section 1.5.3.1), en ce sens que  $\zeta_{eq}$  passe par une valeur maximale.

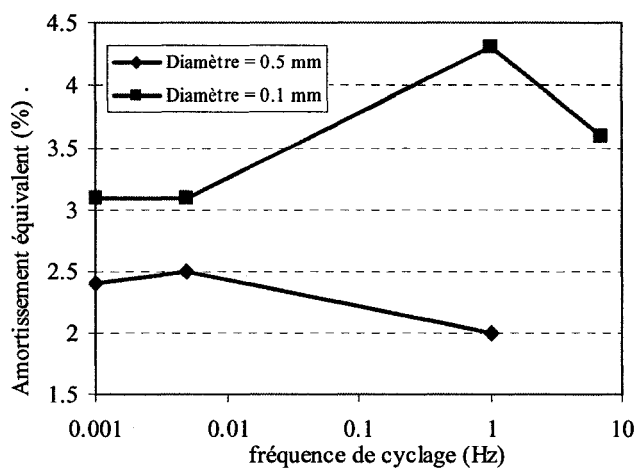


Figure 68 Amortissement équivalent ( $\zeta_{eq}$ ) en fonction de la fréquence de cyclage pour les fils de NiTi de 0.1 et 0.5 mm utilisés dans l'article 2

Dans le but de comparer ces valeurs avec d'autres études semblables, mais aussi pour mettre en perspective les capacités d'amortissement du NiTi superélastique, le tableau X présente différentes valeurs de  $\zeta_{eq}$  retrouvées dans la littérature.

Tableau X

Valeurs de  $\zeta_{eq}$  pour différents systèmes

Auteur	Type de matériau	Condition	$\zeta_{eq}$
Dolce [19]	NiTi SE	$d = 1 \text{ mm} ; l = 200 \text{ mm}$ $f = 0.01 - 4 \text{ Hz} ; \varepsilon_{\max} > 10 \%$	5 - 7 %
McCormick [61]	NiTi SE	$d = 25.4 \text{ mm} ; l = 152 \text{ mm}$ $f \approx 0 \text{ Hz} ; \varepsilon_{\max} = 5 \%$	4 %
McCormick [61]	NiTi Martensite	$d = 6.5 - 36.5 \text{ mm} ; l = 57 - 279 \text{ mm}$ $f \approx 0 \text{ Hz} ; \varepsilon_{\max} = 4 \%$	20% (d = 6.5) 14.5% (d = 36.5)
Soong [24]	Amortisseur à friction	Acc. maximale au sol = 0.18 g	50 %
Lee [89]	Amortisseur visqueux	Bâtiment à plusieurs étages (Impulsion)	15 %
Fujita [90]	Système d'isolation viscoélastique	$d = 450 \text{ mm}$ $h = 186 \text{ mm}$	15%
Valeur générale		Structure d'acier	5 %
Valeur générale		Structure de bois	2 %

## **ANNEXE 3**

### **Fichiers de codes**

**Code source de la sous-routine FORTRAN pour comportement thermomécanique des AMF – éléments tiges - (incluant l'auto-chauffage).**

```

*deck,se2_pierre parallel      user                      gal
  subroutine se2_pierre(
    &      matId, elemId,kDomIntPt, kLayer, kSectPt,
    &      ldstep,isubst,keycut,
    &      nDirect,nShear,ncomp,nStatev,nProp,
    &      Time,dTime,Temp,dTemp,
    &      stress,statev,dsdePl,sedEl,sedPl,epseq,
    &      Strain,dStrain, epsPl, prop, coords,
    &      rotateM, defGrad_t, defGrad,
    &      tsstif, epsZZ,
    &      var1, var2, var3, var4, var5,
    &      var6, var7, var8)
c *****
c LOI DE MATERIAU ANSYS
c
c Caractéristiques :
c
c Implémentation dans ANSYS
c - À utiliser avec l'élément LINK180
c *****c
c  Legende
c  =====
c  int : Entier (integer)
c      dp : Reel (double precision)
c  sc : Scalaire
c  ar : Tableau (array)
c
c  i : Variable d'entrée (input)
c  o : Variable de sortie (output)
c  io : Variable d'entrée-sortie (input-output)
c  l : Variable locale
c
c  Arguments de la fonction
c  =====
c  nstatev (int,sc,l)      Number of state variables
c  nProp   (int,sc,l)      Number of material constants
c
c  Temp   (dp,sc,i)        Temperature at beginning of time increment
c  dTemp  (dp,sc,i)        Temperature increment
c  Time   (dp,sc,i)        Time at beginning of increment
c  dTime  (dp,sc,i)        Time increment
c
c  Strain  (dp,ar(ncomp),i) Strain at beginning of time increment
c  dStrain (dp,ar(ncomp),i) Strain increment
c  stress  (dp,ar(nTesh),io) stress
c  statev  (dp,ar(nstatev),io) state variables
c      statev(1)           - proportion de martensite
c      statev(2)           - etat (1=AUST, 2=MART, 3=SCCH, 4=SCDE)
c      statev(3)           - proportion de martensite critique qui genere le sous-cycle
c  sedEl   (dp,sc,io)      elastic work
c  sedPl   (dp,sc,io)      plastic work
c  epseq   (dp,sc,io)      equivalent plastic strain
c  tsstif  (dp,ar(2),io)   transverse shear stiffness
c  var?    (dp,sc,io)      not used (reserved arguments for further development)
c
c  keycut  (int,sc,io)      Loading bisect/cut control (0 - no bisect/cut, 1 -
bisect/cut)
c  dsdePl  (dp,ar(ncomp,ncomp),io) Material jacobian matrix
c  epsZZ   (dp,sc,o)        Strain epsZZ for plane stress (inutile pour le cas 1D),
c

```

```

c*****
c
c  ncomp  6  for 3D (nShear=3)
c  ncomp  4  for plane strain or axisymmetric (nShear = 1)
c  ncomp  3  for plane stress (nShear = 1)
c  ncomp  3  for 3d beam (nShear = 2)
c  ncomp  1  for 1D (nShear = 0)
c

#include "impcom.inc"
c
c --- Declaration des arguments comme variables pour la fonction
  INTEGER
    &      matId, elemId,
    &      kDomIntPt, kLayer, kSectPt,
    &      ldstep, isubst, keycut,
    &      nDirect, nShear, ncomp, nStatev, nProp
  DOUBLE PRECISION
    &      Time, dTime, Temp, dTemp,
    &      sedEl, sedPl, epseq, epsZZ,
    &      var1, var2, var3, var4,
    &      var5, var6, var7, var8
  DOUBLE PRECISION
    &      stress (ncomp), statev (nStatev),
    &      dsdePl (ncomp,ncomp),
    &      Strain (ncomp), dStrain (ncomp),
    &      epsPl (ncomp), prop (nProp),
    &      coords (3), rotateM (3,3),
    &      defGrad (3,3), defGrad_t(3,3),
    &      tsstif (2)
c
c --- Declaration des constantes (parameters)
c
  DOUBLE PRECISION ZERO, HALF, ONE, TWO, SMALL
  PARAMETER (ZERO = 0.d0,
    &      HALF = 0.5d0,
    &      ONE = 1.d0,
    &      TWO = 2.d0,
    &      SMALL = 1.d-08)

c  VARIABLES PIERRE LAFORTUNE
  DOUBLE PRECISION sMs, sMf, sAf, eMs, eMf, E1, E2, sAs, eAf, eAs, b1, b2
  DOUBLE PRECISION sMsT, sMfT, sAfT, eMsT, eMfT, sAsT, eAfT, eAsT
  DOUBLE PRECISION rho, gamma, beta, epsilon, dsdT, dedT, epsilonEff, Tnext
  DOUBLE PRECISION dStrainEff, eMax, T0, h, C, S, TnextCC, FI, volu, masse
  DOUBLE PRECISION Air, long, massvol, Ae, terme1, terme2, terme3
  DOUBLE PRECISION hbar, g, betaT, mu, alpha, Pr, kT, dia, Nusselt, Ral
  DOUBLE PRECISION x1, x2, psi1, psi2, dpsi, facteurFI, probthermique

CHARACTER*40  BIDON

c*****
c  Fichier de conrole

      OPEN(1, FILE='D:\USER_SE2_THERMIQUE\TRACK.TXT', STATUS='UNKNOWN')

10  continue
    READ(1,*, END=11) BIDON
    GO TO 10
11  continue

    WRITE(1,*) '-----'
    WRITE(1,*) 'TIME' , Time
    WRITE(1,*) 'dTime' , dTime
    WRITE(1,*) 'beta' , statev(1)
    WRITE(1,*) '*****'
    WRITE(1,*) 'Strain' , Strain

```

```

WRITE(1,* ) 'dstrain' , dStrain
WRITE(1,* ) 'Tnext' , Tnext
WRITE(1,* ) 'dStrainEff', dStrainEff
WRITE(1,* ) ' * * * '

WRITE(1,* ) 'gamma' , statev(2)
WRITE(1,* ) 'rho' , statev(4)

WRITE(1,* ) 'dTempCC' , statev(5)
WRITE(1,* ) 'Tnext' , Tnext
WRITE(1,* ) 'TnextCC' , TnextCC
WRITE(1,* ) 'b1' , b1
WRITE(1,* ) 'stress(1)' , stress(1)
WRITE(1,* ) 'FI' , FI
WRITE(1,* ) 'terme2' , terme2
WRITE(1,* ) 'Xi' , statev(6)
WRITE(1,* ) 'volu' , volu
WRITE(1,* ) 'masse' , masse
WRITE(1,* ) 'C' , C
WRITE(1,* ) 'S' , S

WRITE(1,* ) 'Tnext' , Tnext
WRITE(1,* ) 'terme2' , terme2
WRITE(1,* ) 'terme3' , terme3
WRITE(1,* ) 'Strain' , Strain
WRITE(1,* ) 'stress' , stress(1)
c*****

c --- Lecture des paramètres du matériau spécifiés par l'utilisateur

sMs = prop(1)
sMf = prop(2)
sAf = prop(3)
eMs = prop(4)
eMf = prop(5)
dsdT = prop(6)
T0 = prop(7)
h = prop(8)
C = prop(9)
S = prop(10)
Air = prop(11)
long = prop(12)
massvol = prop(13)
facteurFI = prop(14)
probthermique = prop(15)

c --- Propriété thermique de l'air à 350K pour évaluation convection hbar

g=9.81
betaT=3.33e-3
mu=15.89e-6
alpha=22.5e-6
Pr=0.707
kT=0.0263

c --- Calcul des autres paramètres du matériau

E1 = sMs / eMs
sAs = sMf - (sMs - sAf)
eAf = sAf / E1
eAs = eMf - (eMs - eAf)
E2 = (sMf-sMs)/(eMf-eMs)

b1=sMs-E2*eMs
b2=sAf-E2*eAf

eMax = eMf - (sMf / E1)

```

```

dedT = dsdT/E1

Ae=2*3.1416*sqrt(Air/3.1419)*long !Air d'échange thermique (Air=section)
dia=sqrt(4*Air/3.1419)
volu=Air*long
masse=volu*massvol
FI = ((eAs-eAf)*(sMs-sAf))/2)/facteurFI !La moitié de l'air, pour l'aller et le
retour

c --- Extraction des donnees du point precedent (i.e. Mise à jour des variables d'état).

beta = statev(1)
gamma = statev(2)
rho = statev(4)

c---- Calcul de la défo
epsilon = Strain(1) + dStrain(1)
Tnext = Temp + dTemp + statev(5)
dStrainEff = dStrain(1) - dTemp * dedT

c --- Mise à jour des variables qui dépendent de la T
sMsT = sMs + (Tnext-T0) * dsdT
sMfT = sMf + (Tnext-T0) * dsdT
sAsT = sAs + (Tnext-T0) * dsdT
sAfT = sAf + (Tnext-T0) * dsdT
eMsT = eMs + (Tnext-T0) * dedT
eMfT = eMf + (Tnext-T0) * dedT
eAsT = eAs + (Tnext-T0) * dedT
eAfT = eAf + (Tnext-T0) * dedT

b1=sMsT-E2*eMsT
b2=sAfT-E2*eAfT

IF (beta .EQ. 3) THEN
    statev(2)=(b2-statev(3))/(E1-E2) !gamma
    statev(4)=(b1-statev(3))/(E1-E2) !rho
ENDIF

c -----
c ---      Algorithme
c -----

IF (epsilon .LT. ZERO) GO TO 50 !Pas de compression

IF (beta .EQ. 1 .AND. epsilon .LT. eMsT) GO TO 100 !Continue
IF (beta .EQ. 1 .AND. epsilon .GE. eMsT) GO TO 200 !debut transfo direct

IF (beta .EQ. 2 .AND. epsilon .GT. eMfT) GO TO 1000 !transfo fini
IF (beta .EQ. 2 .AND. dStrainEff .GE. ZERO) GO TO 200 !continu
IF (beta .EQ. 2 .AND. dStrainEff .LT. ZERO) GO TO 300 !ch. de direction

IF (beta .EQ. 3 .AND. epsilon .GT. rho) GO TO 200 !on est revenu sur E2
IF (beta .EQ. 3 .AND. epsilon .GT. gamma) GO TO 400 !continue
IF (beta .EQ. 3 .AND. epsilon .LE. gamma) GO TO 500 !sous-c fini

IF (beta .EQ. 4 .AND. epsilon .LT. eAfT) GO TO 100 !transfo fini
IF (beta .EQ. 4 .AND. dStrainEff .LT. ZERO) GO TO 500 !continue
IF (beta .EQ. 4 .AND. dStrainEff .GE. ZERO) GO TO 600 !ch. direction

IF (beta .EQ. 5 .AND. epsilon .GT. eAsT) GO TO 1000 !continue
IF (beta .EQ. 5 .AND. epsilon .LE. eAsT) GO TO 500 !changement

50 stress(1) = epsilon * 0.000001

!Équilibre Thermique

!hbar
Ral = g*betaT*(Tnext-T0)*dia**(3)/(mu*alpha)

```

```

Nusselt=(0.6+(0.387*Ral**(1/6))/(1+(0.559/Pr)**(9/16))**(8/27))**2
hbar = kT*Nusselt/dia

!Équation équilibre
termel = Tnext
terme2 = 0
terme3 = (-dTime*hbar*Ae/(masse*C)) * (Tnext-T0)      ! E convec

TnextCC = termel + terme2 + terme3
statev(5) = (TnextCC - T0)*probthermique      !dTempCC

GO TO 999

100 stress(1) = epsilon * E1
dsdePl(1,1) = E1
statev(1)=1 !beta

!Équilibre Thermique

!hbar
Ral = g*betaT*(Tnext-T0)*dia**(3)/(mu*alpha)
Nusselt=(0.6+(0.387*Ral**(1/6))/(1+(0.559/Pr)**(9/16))**(8/27))**2
hbar = kT*Nusselt/dia

!Équation équilibre
termel = Tnext
terme2 = 0
terme3 = (-dTime*hbar*Ae/(masse*C)) * (Tnext-T0)      ! E convec

TnextCC = termel + terme2 + terme3
statev(5) = (TnextCC - T0)*probthermique      !dTempCC

GO TO 999

200 stress(1) = epsilon*E2 + b1
dsdePl(1,1) = E2
statev(1)=2 !beta

! *** Équilibre Thermique ***
statev(6) = dStrain(1)/(eMf-eMs) !deltaXi

! hbar
Ral = g*betaT*(Tnext-T0)*dia**(3)/(mu*alpha)
Nusselt=(0.6+(0.387*Ral**(1/6))/(1+(0.559/Pr)**(9/16))**(8/27))**2
hbar = kT*Nusselt/dia

!Équation équilibre
termel = Tnext
terme2 = (statev(6)/(masse*C)) * (masse*S + volu*FI)
terme3 = (-dTime*hbar*Ae/(masse*C)) * (Tnext-T0)      ! E convec

TnextCC = termel + terme2 + terme3
statev(5) = (TnextCC - T0)*probthermique      !dTempC
GO TO 999

300 statev(3)=stress(1)-E1*Strain(1) !b_stare
statev(2)=(b2-statev(3))/(E1-E2) !gamma
dsdePl(1,1) = E1
statev(1)=3 !beta
statev(4)=(b1-statev(3))/(E1-E2) !rho
stress(1)=E1*epsilon+statev(3)

!Équilibre Thermique

!hbar
Ral = g*betaT*(Tnext-T0)*dia**(3)/(mu*alpha)
Nusselt=(0.6+(0.387*Ral**(1/6))/(1+(0.559/Pr)**(9/16))**(8/27))**2

```



```

hbar = kT*Nusselt/dia

!Équation équilibre
termel = Tnext
terme2 = 0
terme3 = (-dTime*hbar*Ae/(masse*C)) * (Tnext-T0)      ! E convec

TnextCC = termel + terme2 + terme3
statev(5) = (TnextCC - T0)*probthermique      !dTempCC
GO TO 999

400 statev(1)=3 !beta
statev(2)=(b2-statev(3))/(E1-E2) !gamma
statev(4)=(b1-statev(3))/(E1-E2) !rho
stress(1)=E1*epsilon+statev(3)
dsdePl(1,1) = E1

!Équilibre Thermique

!hbar
Ral = g*betaT*(Tnext-T0)*dia**(3)/(mu*alpha)
Nusselt=(0.6+(0.387*Ral**(1/6))/(1+(0.559/Pr)**(9/16))**(8/27))**2
hbar = kT*Nusselt/dia

!Équation équilibre
termel = Tnext
terme2 = 0
terme3 = (-dTime*hbar*Ae/(masse*C)) * (Tnext-T0)      ! E convec

TnextCC = termel + terme2 + terme3
statev(5) = (TnextCC - T0)*probthermique      !dTempCC
GO TO 999

500 stress(1) = epsilon*E2 + b2
dsdePl(1,1) = E2
statev(1)=4 !beta

!Équilibre Thermique
statev(6) = -dStrain(1)/(eMf-eMs) !deltaXi

!hbar
Ral = g*betaT*(Tnext-T0)*dia**(3)/(mu*alpha)
Nusselt=(0.6+(0.387*Ral**(1/6))/(1+(0.559/Pr)**(9/16))**(8/27))**2
hbar = kT*Nusselt/dia

!Équation équilibre
termel = Tnext
terme2 = (statev(6)/(masse*C)) * (-masse*S + volu*FI)
terme3 = (-dTime*hbar*Ae/(masse*C)) * (Tnext-T0)      ! E convec

TnextCC = termel + terme2 + terme3
statev(5) = (TnextCC - T0)*probthermique      !dTempCC
GO TO 999

600 statev(3)=stress(1)-E1*Strain(1) !b_stare
statev(2)=(b2-statev(3))/(E1-E2) !gamma
dsdePl(1,1) = E1
statev(1)=3 !beta
statev(4)=(b1-statev(3))/(E1-E2) !rho
stress(1)=E1*epsilon+statev(3)

!Équilibre Thermique

!hbar
Ral = g*betaT*(Tnext-T0)*dia**(3)/(mu*alpha)
Nusselt=(0.6+(0.387*Ral**(1/6))/(1+(0.559/Pr)**(9/16))**(8/27))**2
hbar = kT*Nusselt/dia

```

```

!Équation équilibre
terme1 = Tnext
terme2 = 0
terme3 = (-dTime*hbar*Ae/(masse*C)) * (Tnext-T0)      ! E convec

TnextCC = terme1 + terme2 + terme3
statev(5) = (TnextCC - T0)*probthermique      !dTempCC

GO TO 999

1000 statev(3)=sMfT-E1*eMfT !b_stare
stress(1)=E1*epsilon+statev(3)
dsdePl(1,1) = E1
statev(1)=5 !beta

!Équilibre Thermique

!hbar
Ral = g*betaT*(Tnext-T0)*dia**(3)/(mu*alpha)
Nusselt=(0.6+(0.387*Ral**(1/6))/(1+(0.559/Pr)**(9/16))**(8/27))**2
hbar = kT*Nusselt/dia

!Équation équilibre
terme1 = Tnext
terme2 = 0
terme3 = (-dTime*hbar*Ae/(masse*C)) * (Tnext-T0)      ! E convec

TnextCC = terme1 + terme2 + terme3
statev(5) = (TnextCC - T0)*probthermique      !dTempCC

GO TO 999

999 continue

return
end

```

### Fichiers de commande Ansys pour simuler la structure de la section 2.3 (article 1)

```

c***vibration_beam

!/CWD,D:\WD_AEF\vibration_beam

!Units: m Kg J Pa N

FINISH
/CLEAR
/FILNAME,vibration_beam2
/config,nres,30000
/TITLE, Vibration beam2

c***Parameters, geometry and meshing:

!Géométrie Beam:
larg_b=0.02
long_b=0.1935

th_b=0.00079502 !(0.0313 po.)
!th_b= 0.00079 !(1/32 po.)
!th_b=0.00159 !(1/16 po.)
!th_b=0.00238 !(3/32 po.)

pos_masse=0.0254!longueur de la masse sur la poutre

!Géométrie câble AMF:

```

```

ddd=0.0001
Air = (3.1416*ddd**2)/4
!long = !longueur de la section en AMF seulement: Détermi
pos_cable = 0.127762!Position de l'attache du cable sur la structure

!Géométrie câble acier:
d_acier=0.002
Air_acier = (3.1416*d_acier**2)/4

!Géométrie turnbuckles:
l_tb=0.012954
d_tb=0.004
Air_tb = (3.1416*d_tb**2)/4

!Géométrie eyebolts pour attacher cable sur poutre:
eye_horiz=-0.010922
eye_vert=0.008128
r_eye=0.002

!Propriétés NiTi:

!Pété à 0.001Hz (quasi-statique)

!(...)

!Pété à 7Hz (dynamique):
sMs=588e6 $ sMf=650e6 $ sAf=322e6
eMs=0.0168 $ eMf=0.063
dsdT=6.5e6 $ T0 = 23

!Pété à 7Hz (dynamique): SANS DISIPATION D'E
!sMs=588e6 $ sMf=650e6 $ sAf=587e6
!eMs=0.0168 $ eMf=0.063
!dsdT=6.5e6 $ T0 = 23

massvol = 6500 !Kg/m^3
facteurFI = 2

!Propriétés Acier:
E_acier=207e9
poisson=0.3

!Propriétés Masse ajoutée
masse=0.075

const_amort=2*0.05*masse !pour calcule seulement

!Propriétés Environnement
g=9.81
C=750 ! J/Kg degC
S=15000 !J/Kg !Tout a été fait avec S=15000
h=0 !Plus utilisé
probthermique = 0 ! 1 = self-heating ; 0 = pas de self-heating
T0=21

/PREP7

!alphad,0.015 !environ 8%
!betad,0.002

alphad,0.0095 !?% => fit experiment
betad,0.0016

!sma cable
ET,1,LINK180
KEYOPT,1,2,1 !section cte
R,1,Air

```

```

TB,USER,1,1,15
TB,DATA,1,sMs,sMf,sAf,eMs,eMf,dsdT
TB,DATA,7,T0,h,C,S,Air,long
TB,DATA,13,massvol,facteurFI,probthermique

TB,STATE,1,,6
TB,DATA,1, 1, 0,0,0,0,0

!Câble avec rigidité initiale de AMF, sans effets SE (sans yield):
mp,ex,3,sMs/eMs
mp,prxy,3,poisson

!Beam:
ET,2,SHELL63
R,2,th_b
mp,ex,2,E_acier
mp,prxy,2,poisson

!TB:
ET,5,LINK10
KEYOPT,3,3,0 !Tension only
R,5,Air_tb

mp,ex,4,E_acier
mp,prxy,4,poisson
mp,alpx,4,1
mp,alpy,4,1
mp,alpz,4,1
!Masse ajoutée
ET,4,MASS21
KEYOPT,4,3,2 !masse 3D sans inertie de rotation
!R,4,masse !la masse totale: sera modifier par la suite

!Eyebolts
ET,6,BEAM188
SECTYPE, 1, BEAM, CSOLID, , 0
SECOFFSET, CENT
SECDDATA,r_eye,0,0,0,0,0,0,0,0,0

c***** Maillage *****

!beam:
BLC4,0,0,larg_b/2,long_b-pos_masse
BLC4,0,long_b-pos_masse,larg_b/2,pos_masse

TYPE,2
MAT,2
REAL,2
ESYS,0
MSHKEY,0
ESIZE,larg_b/2,
AMESH,all

ARSYM,X,all, , , ,0,0
NUMMRG,node, , , ,LOW

!Masse:

TYPE,4
REAL,4

ASEL,S, , ,2,4,2
ALLSEL,BELOW,AREA

*get,min_node,node,,num,min
*get,count,node,,count

```

```

R,4,masse/count

nselect=min_node
*do,i,1,count
    E,nselect
    nselect=NDNEXT(nselect)
*enddo
alls

!eyebolts

TYPE,6
SECNUM,1
n,,0,long_b+eye_horiz,0
n,,0,long_b+eye_horiz,eye_vert
*get,n_amf1,node,,num,max
n,,0,long_b+eye_horiz,-eye_vert
*get,n_amf2,node,,num,max

E,node(0,long_b,0),node(0,long_b+eye_horiz,0)
E,node(0,long_b+eye_horiz,0),node(0,long_b+eye_horiz,eye_vert)
E,node(0,long_b+eye_horiz,0),node(0,long_b+eye_horiz,-eye_vert)

!Les Câbles et TB

n,,0,0,pos_cable
CS,11,0,node(0,0,pos_cable),node(0,long_b+eye_horiz,eye_vert),node(0,0,0)

n,,1_tb,0,0
nrotat,node(1_tb,0,0)

noeuds_amf1=node(1_tb,0,0) !Pour déterminer la longueur du fil d'AMF
long=distnd(noeuds_amf1,n_amf1) ! "

TYPE,5 !tb
!MAT,4
MAT,2
REAL,5
ESYS,0

E,node(0,0,0),node(1_tb,0,0)

TYPE,1 !amf !@
MAT,1 !@
!MAT,3 ! lin
!TYPE,5 ! lin
REAL,1
ESYS,0

E,node(1_tb,0,0),n_amf1

!autre coté
CSYS,0

n,,0,0,-pos_cable
CS,11,0,node(0,0,-pos_cable),node(0,long_b+eye_horiz,-eye_vert),node(0,0,0)

n,,1_tb,0,0
nrotat,node(1_tb,0,0)
noeuds_amf2=node(1_tb,0,0)

TYPE,5 !tb
!MAT,4
MAT,2
REAL,5
ESYS,0

```

```
E,node(0,0,0),node(1_tb,0,0)
```

```
TYPE,1 !amf
MAT,1
!MAT,3 !lin
!TYPE,5 !lin
REAL,1
ESYS,0
```

```
E,node(1_tb,0,0),n_amf2
```

```
CSYS,0
```

```
!Cdn frontières:
```

```
NSEL,S,LOC,Y,-0.0001,0.0001
D,all,, , , ,ALL, , , ,
ALLSEL,ALL
```

```
/NUMBER,1
/PNUM,TYPE,1
EPLOT
```

```
NLGEOM,off
```

```
D,noeuds_amf1,Uy,0
D,noeuds_amf2,Uy,0
D,noeuds_amf1,Uz,0
D,noeuds_amf2,Uz,0
D,noeuds_amf1,Ux,0
D,noeuds_amf2,Ux,0
```

```
FINISH
```

```
harmonique=0
```

```
*if,harmonique,eq,1,then
```

```
FINISH
/SOLU
```

```
OUTPR,all,all
OUTRES,all,all
```

```
ANTYPE,3
HROPT,FULL
HROUT,OFF
LUMPM,0
EQSLV,FRONT,1e-008,
PSTRES,0
```

```
LSCLEAR,LSOPT
HARFRQ,0,30,
NSUBST,30,
KBC,0
```

```
ACEL,0,0,g
```

```
/POST26
NUMVAR,200
```

```
NSOL,2,42,U,Z, UZ_2
```

```
XVAR,1
PLVAR,2
```

```
*endif
```

### Fichier de commande Ansys pour simuler la structure de la section 3.4.1 (article 2)

```
c***q_table

!/CWD,D:\WD_AEF\shacking_table

!Units: mm,N,MPa,Kg/1000 ou Ns^2/mm (on divise les Kg par 1000)

FINISH
/CLEAR
/config,nres,30000
/FILNAME,pretension2,0
/TITLE, shake table test

c***Parameters, geometry and meshing:
!q_table_geom.mac
!q_table_geom_steel2
q_table_geom_sma

c***Sismic data from .txt file (en g)

*DIM, DATAG_EC, array, 374
*VREAD, DATAG_EC(1), elcentro, txt,
(F7.4)

*DIM, DATAG_EC_T, array, 374
*VREAD, DATAG_EC_T(1), elcentro_t, txt,
(F6.3)

!*DIM, kobe, array, 144
!*VREAD, kobe(1), kobe, txt,
!(F7.4)

!*DIM, kobe_t, array, 144
!*VREAD, kobe_t(1), kobe_t, txt,
!(F6.3)

ALLS

c*** SOLUTION

/solu

ANTYPE,TRANS
TRNOPT,FULL

!ANTYPE,0
!NLGEOM,1

outres,erase
outres,nsol,all
outres,epel,all
outres,esol,all

!*****
!Pre-strain

ps=1

*if,ps,eq,1,then

    pourcent=4 !ex:4 = 4% = 0.04
    prestrain=(pourcent/100)*sma_1
```

```

*AFUN,deg
angleT=ANGLEN(339,243,267)
angle=90-angleT
dx=prestrain*COS(angle)
dz=prestrain*SIN(angle)

!CS,11,0,node(292.1,25.4,H1-
h_roof_lenght),node(6.35,25.4,h_floor_length),node(0,0,0)

!CSYS,0
!CS,11,0,node(6.35,82.55,H1-
h_roof_lenght),node(292.1,82.55,h_floor_length),node(0,0,0)
!NROTAT,node(tb_1,0,0)

!mp,ex,6,Es/1000000 !(steel linear)

ESEL,U, , , 107
ESEL,U, , , 105

!D,365,ux,-dx
!D,365,uz,dz

!force_ps=28.4!23000!550e6*pi*s_radius*s_radius
force_ps=28!550e6*pi*s_radius*s_radius
f_x=force_ps*COS(angle)
f_z=force_ps*SIN(angle)

F,365,FX,-f_x
F,365,FZ,f_z

F,364,FX,f_x
F,364,FZ,f_z

!ESEL,S,TYPE,,50
!ESEL,A,TYPE,,51
!ESEL,A,TYPE,,1
!ESEL,U,TYPE,,3

!D,267,all,0
!D,195,all,0

!acc=28400
!a_x=acc*COS(angle)
!a_z=acc*SIN(angle)

!ACEL,0,0,30000
!D,267,all,0
!D,195,all,0
!D,339,all,0
!D,315,all,0
!CNVTOL,F, ,0.01,2,1e-2 ,
!CNVTOL,M, ,0.005,2, ,

TIME,1e-5
nsubst,10000,50000,50
SOLVE

*endif
!*****
!/eof
!finish
!/solu
!ANTYPE,,REST
!ANTYPE,TRANS
!TRNOPT,FULL

alls

```



```

ESEL,U,ENAME,,184

FDELE,ALL,ALL

!CNVTOL,F,,0.005,2,1e-2,
!CNVTOL,M,,0.005,2,,
!solcontrol,on
!nlgeom,on

!outres,erase
!outres,nsol,all
!outres,epel,all
!outres,esol,all

!%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

!Earthquakes (El centro or LA)

*do,i,1,350,1
    nsubst,10,60,2
    TIME,i*0.02
    ACEL,g*DATAG_LA(i),0,!(mm/s^2)
    SOLVE
*enddo

*do,i,1,10,1 !incomplet
    !autots,on
    nsubst,20,55,5
    TIME,DATAG_EC_T(i)
    ACEL,g*DATAG_EC(i),0,0!(mm/s^2)
    SOLVE
*enddo

!time,1
!D,104,Ux,15
!solve

!time,2
!D,104,Ux,-15
!solve

!Free damping:
!
!     kbc,1
!     time,0.02
!     acel,3924
!     solve

!     kbc,1
!     time,0.03
!     acel,0
!     solve

!     nsubst,200
!     time,3
!     solve
!%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

/POST26

NUMVAR,200

/COLOR,CURVE,RED,1
/COLOR,CURVE,BLUE,2
/GTHK,CURVE,1
/AXLAB,X,strain
/AXLAB,Y,stress

```

```

NSOL,2,117,U,X, UX_3

ESOL,3,106, ,LEPEL,1,a_strain
ESOL,4,106, ,LS,1,a_stress

ESOL,5,108, ,LEPEL,1,a_strain
ESOL,6,108, ,LS,1,a_stress

XVAR,1
PLVAR,2
!
!MACRO APPELÉE PAR q_table.mac

!q_table_geom_sma.mac
! **** Steel non-linear ****
!/CWD,D:\WD_AEF\shacking_table

!Parameters, geometry and meshing.

!***Parameters (p=polycarbonate; s=steel ; a=sma ; h=hook ; w=wall ; alu=aluminium ; tb =
turnbuckles) *****

P1=304.8 !Global dimension
P2=107.95
H1=500

th_p=12.7 !polycarbonate
Ep=3e3
PRp=0.3
RHOp=1.209e-9

Ealu=70.3e3 !Aluminium wall
PRalu=0.33
RHOalu=2.68e-9
th_w=1.5875

Es=200e3 !steel, Walls & cables
PRs=0.3
!s_radius=0.2286/2 !(0.009" = 0.2286 mm)
s_radius=0.3556/2 !(0.014" = 0.3556 mm)

a_radius=0.254/2 !sma

!sMs=531 $ sMf=600 $ sAf=230
!eMs=0.02 $ eMf=0.073

!sMs=600 $ sMf=625 $ sAf=350
!eMs=0.024 $ eMf=0.08

sMs=593 $ sMf=625 $ sAf=350
eMs=0.024 $ eMf=0.08

h_floor_lenght=30+(th_p/2) !hook floor
h_roof_lenght=14+(th_p/2) !hook roof
h_radius=3/2

tb_radius=h_radius !Turnbuckles

tb_l= 95 !moyenne

!tb_l= 500.88 !
!tb_l= 473.88 !

!general
mass1=0.14743e-3 !(accelerometer)

```

```

!mass2=0.586e-3 !
mass2=1.004e-3 !
!mass2=0.9e-3 !

g=9810 !mm/s^2

pi=3.1415926535

!*****

/PREP7

!damping

!alphad,0.007
!alphad,0.02
!betad,0.003

!alphad,0.06
!betad,0.008

!betad,0.000784

!Plexiglass shell:
ET,9,SHELL63
R,9,th_p
mp,ex,9,Ep
mp,prxy,9,PRp
mp,dens,9,RHOp

!Steel cable (non linear)
ET,2,LINK180
R,2,pi*s_radius*s_radius

TB,USER,2,1,4
TB,DATA,1,276,600,Es,20e3 ! SL1,SL2,E1,E2
TB,STATE,2,,4
TB,DATA,1,1,0,0

!mass
ET,3,MASS21
R,3,mass1+mass2,mass1+mass2,mass1+mass2 !accelerometer
!R,6,mass2,mass2,mass2

!sma cable
ET,1,LINK180
KEYOPT,1,2,1 !section cte
R,1,pi*a_radius*a_radius

!TB,USER,1,1,7
!TB,DATA,1,sMs,sMf,sAf,eMs,eMf
dsdT=6
T0=20
TB,USER,1,1,7
TB,DATA,1,sMs,sMf,sAf,eMs,eMf,dsdT
TB,DATA,7,T0

c***Pas de retour thermo
TB,STATE,1,,4
TB,DATA,1,1,0,0,0

c***Avec retour thermo
!TB,STATE,1,,6
!TB,DATA,1,1,0,0,0,0,0

!Hook
ET,5,BEAM188

```

```

SECTYPE, 1, BEAM, CSOLID, , 0
SECOFFSET, CENT
SECDATA,h_radius,0,0,0,0,0,0,0,0,0

mp,ex,5,Es !(steel linear)
mp,prxy,5,PRs

!Wall
ET,6,SHELL63
R,5,th_w
mp,ex,4,Ealu
mp,prxy,4,PRalu
!mp,dens,4,RHOalu

!Turnbuckles
mp,ex,6,Es !(steel linear avec T)
mp,prxy,6,PRs
mp,alpx,6,1
mp,alpy,6,1
mp,alpz,6,1

ET,7,BEAM188
!ET,7,LINK8
R,6,pi*tb_radius*tb_radius
!***Geometry & meshing

!(plate)
RECTNG,0,6.35,0,25.4,
RECTNG,0,6.35,25.4,53.98
RECTNG,6.35,152.4,0,25.4
RECTNG,6.35,152.4,25.4,53.98

TYPE,9
MAT,9
REAL,9
ESYS,0
MSHKEY,0
ESIZE,73,
AMESH,ALL

LOCAL,11,0,P1/2,0,0, , , ,1,1,
ARSYM,X,all, , , ,0,0
LOCAL,11,0,0,P2/2,0, , , ,1,1,
ARSYM,Y,all, , , ,0,0
CSYS,0

*get,maxnode,NODE,N,num,max
ESEL,S,ENAME,,63
EGEN,2,maxnode,all, , , , , , , ,H1,
AGEN,2,all, , , , ,H1, ,0
ALLS

!(hook)
TYPE,5
MAT,5
ESYS,0
SECNUM,1
NUMMRG,NODE, , , ,LOW
NUMMRG,KP, , , ,LOW
*get,maxnode,NODE,N,num,max
!Floor:
NGEN,2,maxnode,node(6.35,25.4,0), , , , ,h_floor_length,1,
E,node(6.35,25.4,0),node(6.35,25.4,h_floor_length)
NGEN,2,maxnode,node(6.35,82.55,0), , , , ,h_floor_length,1,
E,node(6.35,82.55,0),node(6.35,82.55,h_floor_length)
NGEN,2,maxnode,node(292.1,25.4,0), , , , ,h_floor_length,1,
E,node(292.1,25.4,0),node(292.1,25.4,h_floor_length)

```

```

NGEN,2,maxnode,node(292.1,82.55,0), , , , ,h_floor_length,1,
E,node(292.1,82.55,0),node(292.1,82.55,h_floor_length)
!Roof:
NGEN,2,maxnode,node(6.35,25.4,0+H1), , , , , -h_roof_lenght,1,
E,node(6.35,25.4,0+H1),node(6.35,25.4,H1-h_roof_lenght)
NGEN,2,maxnode,node(6.35,82.55,0+H1), , , , , -h_roof_lenght,1,
E,node(6.35,82.55,0+H1),node(6.35,82.55,H1-h_roof_lenght)
NGEN,2,maxnode,node(292.1,25.4,0+H1), , , , , -h_roof_lenght,1,
E,node(292.1,25.4,0+H1),node(292.1,25.4,H1-h_roof_lenght)
NGEN,2,maxnode,node(292.1,82.55,0+H1), , , , , -h_roof_lenght,1,
E,node(292.1,82.55,0+H1),node(292.1,82.55,H1-h_roof_lenght)

!Turnbuck. & Braces

brace_1=DISTND(node(292.1,25.4,H1-h_roof_lenght),node(6.35,25.4,h_floor_length)) ! (hook
hook dist)
sma_1=brace_1-tb_1

CS,11,0,node(292.1,25.4,H1-h_roof_lenght),node(6.35,25.4,h_floor_length),node(0,0,0)
TYPE,7 ! (TurnBuck.)
SECNUM,1
REAL,6
MAT,6
ESYS,0
n,,tb_1,0,0
E,node(0,0,0),node(tb_1,0,0)

TYPE,1 ! (SMA braces, MAT=1)
REAL,1
MAT,1
ESYS,0
E,node(tb_1,0,0),node(brace_1,0,0)

CSYS,0
CS,11,0,node(6.35,82.55,H1-h_roof_lenght),node(292.1,82.55,h_floor_length),node(0,0,0)

TYPE,7 ! (TurnBuck.)
REAL,6
SECNUM,1
MAT,6
ESYS,0
n,,tb_1,0,0
E,node(0,0,0),node(tb_1,0,0)

TYPE,1 ! (SMA braces)
REAL,1
MAT,1
ESYS,0
E,node(tb_1,0,0),node(brace_1,0,0)
CSYS,0

! (wall)
A,kp(0,0,0),kp(0,25.4,0),kp(0,25.4,H1),kp(0,0,H1)
A,kp(0,0+25.4,0),kp(0,25.4+25.4,0),kp(0,25.4+25.4,H1),kp(0,0+25.4,H1)
A,kp(0,0+53.98,0),kp(0,25.4+53.98,0),kp(0,25.4+53.98,H1),kp(0,0+53.98,H1)
A,kp(0,0+82.56,0),kp(0,25.4+82.56,0),kp(0,25.4+82.56,H1),kp(0,0+82.56,H1)
NUMMRG,KP, , , ,LOW

ASEL,S,LOC,Z,0.1,H1-0.1
TYPE,6
REAL,5
MAT,4
ESYS,0
ESIZE,28.58
AMESH,all

ASEL,S,LOC,Z,0.1,H1-0.1

```

```

AGEN,2,ALL, , ,P1, , , ,0

!accelerometers + steel blocks
TYPE,3
REAL,3
E,node(P1/2,P2/2,H1)

!TYPE,3    !added mass (steel bar)
!REAL,6
!E,node(0,0,H1)
!E,node(P1/2,0,H1)
!E,node(P1,0,H1)
!E,node(0,P2,H1)
!E,node(P1/2,P2,H1)
!E,node(P1,P2,H1)

NUMMRG,ELEM, , , ,LOW
NUMMRG,NODE,0.0101 , , ,LOW

!Boudaries cdn

NSEL,S,LOC,Z,-0.1,0.1
D,all,,0,,,,ALL
ALLS
!Display options:
WPSTYLE,,,,,,,,0
!/ESHAPE,1
/NUMBER,1
/PNUM,TYPE,1
/COLOR,NUM,GREEN,1
/COLOR,NUM,RED,2
/COLOR,NUM,RED,3
/COLOR,NUM,CBLU,4
/COLOR,NUM,YELL,5
/COLOR,NUM,MAGE,6
EPLLOT

!*****Slider

!ET,50,MPC184
!KEYOPT,50,1,3 !slider
!KEYOPT,50,2,0 !3D
!TYPE,50
!E,364,315,195
!E,365,339,267

!ET,51,MASS21
!R,51,1e-3 !accelerometer
!TYPE,51
!REAL,51
!E,364
!E,365

```

## BIBLIOGRAPHIE

- [1] Dowrick, D. J. (2003). *Earthquake Risk Reduction*. New-York: John Wiley & Sons.
- [2] *Deaths from Earthquakes in 2003*. 5 février 2005, from [neic.usgs.gov/neis/eq\\_depot/2003/2003\\_deaths.html](http://neic.usgs.gov/neis/eq_depot/2003/2003_deaths.html)
- [3] *Évaluation de l'aléa sismique au Canada*. 15 janvier 2006, from [http://seismescanada.rncan.gc.ca/hazard/zoning/haz\\_f.php](http://seismescanada.rncan.gc.ca/hazard/zoning/haz_f.php)
- [4] Filiatrault, A. (2002). *Elements of Earthquake Engineering and Structural Dynamics*. Montreal: Éditions de l'École Polytechnique de Montréal.
- [5] Lafortune, P., McCormick, J., DesRoches, R., & Terriault, P. (2006 *sous-press*). Testing of superelastic recentering pre-strained braces for seismic resistant design. *Journal of Earthquake Engineering*.
- [6] Hartog, J. P. D. (1985). *Mechanical vibrations*. New York: Dover.
- [7] Kreyszig, E. (1999). *Advanced engineering mathematics* (8 ed.). New York: John Wiley and son.
- [8] SAS IP, Inc. Ansys 8.0. (2003). Canonsburg, PA.
- [9] *Ansys 8.0 theory reference*. (2002). Canonsburg, PA: Ansys inc.
- [10] Hughes, T. J. R. (2000). *The finite element method - Linear static and dynamic finite element analysis*. Mineola, New York: Dover.
- [11] Bathe, K. J. (1996). *Finite Element Procedures*. Englewood Cliffs: Prentice-Hall.
- [12] Van Humbeeck, J. (2003). *Damping capacity of thermoelastic martensite in shape memory alloys*. Paper presented at the Proceedings of the International Symposium on High Damping Materials 2002, Aug 22-24 2002, Tokyo, Japan.
- [13] San Juan, J., & No, M. L. (2003). *Damping behavior during martensitic transformation in shape memory alloys*. Paper presented at the Proceedings of the International Symposium on High Damping Materials 2002, Aug 22-24 2002, Tokyo, Japan.
- [14] Wu, S. K., & Lin, H. C. (2003). *Damping characteristics of TiNi binary and ternary shape memory alloys*. Paper presented at the Proceedings of the

International Symposium on High Damping Materials 2002, Aug 22-24 2002, Tokyo, Japan.

- [15] Van Humbeeck, J., Stoiber, J., Delaey, L., & Gotthardt, R. (1995). High damping capacity of shape memory alloys. *Zeitschrift fuer Metallkunde/Materials Research and Advanced Techniques*, 86(3), 176-183.
- [16] Chowdhury, I., & Dasgupta, S. (2003). Computation of Rayleigh Damping Coefficients for Large Systems. *The Electronic Journal of Geotechnical Engineering*, 8(8C).
- [17] Thomas, M. (2002). *Fiabilité, maintenance prédictive et vibration des machines* (Université du Québec. École de technologie supérieure ed.).
- [18] *Basics on Structural Damping*. 1 mars 2005, from [http://ansys.net/ansys/tips\\_sheldon/STI09\\_Damping.zip](http://ansys.net/ansys/tips_sheldon/STI09_Damping.zip)
- [19] Dolce, M., & Cardone, D. (2001). Mechanical behaviour of shape memory alloys for seismic applications 2. Austenite NiTi wires subjected to tension. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43(11), 2657-2677.
- [20] Dolce, M., Cardone, D., & Marnetto, R. (2000). Implementation and testing of passive control devices based on shape memory alloys. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 29(7), 945-968.
- [21] Desroches, R., McCormick, J., & Delemont, M. (2004). Cyclic properties of superelastic shape memory alloy wires and bars. *Journal of Structural Engineering*, 130(1), 38-46.
- [22] Spencer, J., & Soong, T. T. (2002). Supplemental energy dissipation: State-of-the-art and state-of-the-practice. *Engineering Structures*, 24(3), 243-259.
- [23] *Martin Luther King Jr. Civic Center*. 1 mai 2005, from [http://www.greatbuildings.com/buildings/MLK\\_Civic\\_Center.html](http://www.greatbuildings.com/buildings/MLK_Civic_Center.html)
- [24] Soong, T. T., & Spencer, B. F. J. (2000). Active, semi-active and hybrid control of structures. *Bulletin of the New Zealand National Society for Earthquake Engineering-12th World Conference on Earthquake Engineering, Jan 30-Feb 4 2000*, 33(3), 387-402.
- [25] Baz, A., Imam, K., & McCoy, J. (1990). Active vibration control of flexible beams using Shape Memory Actuators. *Journal of Sound and Vibration*, 140(3), 437-456.



- [26] Mizuhashi, M. (1998). *Development of metallic bellows damper*. Paper presented at the Proceedings of the 1998 ASME/JSME Joint Pressure Vessels and Piping Conference, Jul 26-30 1998, San Diego, CA, USA.
- [27] Sadek, F., Mohraz, B., Taylor, A., & Chung, R. (1996). Passive energy dissipation devices for seismic applications. *National Institute of standard and technology, NISTIR 5923*.
- [28] *Introducing and demonstrating earthquakes engineering reaserch in school*. 1 mai 2005, from <http://www.ideers.bris.ac.uk/resistant/damping.html>
- [29] Yang, Y.-H., & Li, P. (2003). Triangular added damping and stiffness. *Department of civil and environmental engineering , Stanford University, Note du cours CEE287*.
- [30] Mualla, I. H., & Belev, B. (2002). Performance of steel frames with a new friction damper device under earthquake excitation. *Engineering Structures*, 24(3), 365-371.
- [31] Lopez, I., Busturia, J. M., & Nijmeijer, H. (2004). Energy dissipation of a friction damper. *Journal of Sound and Vibration*, 278(3), 539-561.
- [32] *Pall Dynamics*. 1 mai 2005, from <http://www.palldynamics.com/main.htm>
- [33] Chang, K.-C., & Lin, Y.-Y. (2004). Seismic response of full-scale structure with added viscoelastic dampers. *Journal of Structural Engineering*, 130(4), 600-608.
- [34] Tsai, C. S., & Lee, H. H. (1993). Seismic mitigation of bridges by using viscoelastic dampers. *Computers and Structures*, 48(4), 719-727.
- [35] Constantinou, M. C., Symans, M. D., & Taylor, D. P. (1993). *Fluid viscous damper for improving the earthquake resistance of buildings*. Paper presented at the Proceedings of the Symposium on Structural Engineering in Natural Hazards Mitigation, Apr 19-21 1993, Irvine, CA, USA.
- [36] Symans, M. D., & Constantinou, M. C. (1997). Seismic testing of a building structure with a semi-active fluid damper control system. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 26(7), 759-777.
- [37] *Taylor Devices Seismic Dampers and Seismic Protection Products*. 1 mai 2005, from <http://www.taylordevices.com/SeismicDampers.htm>
- [38] Sadek, F., Mohraz, B., Taylor, A. W., & Chung, R. M. (1997). Method of estimating the parameters of tuned mass dampers for seismic applications. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 26(6), 617-635.

- [39] Torra, V., Isalgue, A., Martorell, F., Lovey, F. C., Sade, M., & Molina, F. J. (2004). *From physical time dependent properties to guaranteed shape memory alloy dampers*. Paper presented at the 13th world conference on earthquake engineering, Vancouver, B.C., Canada.
- [40] Otsuka, K., & Wayman, C. M. (1998). *Shape memory materials*. Cambridge, U.K.: Cambridge University Press.
- [41] Demers, V. (2005). *Étude de l'influence des traitements thermomécaniques sur les propriétés des alliages à mémoire de forme Ti-50.0at.%Ni et ti-50.7at.%Ni (Mémoire de maîtrise)*. École de Technologie Supérieure, Montreal.
- [42] Dolce, M., Cardone, D., & Marnetto, R. (2001). *SMA Re-centering devices for seismic isolation of civil structures*. Paper presented at the Smart Systems for Bridges, Structures, and Highways-Smart Structures and Materials 2001-, Mar 5-7 2001, Newport Beach, CA.
- [43] Piedboeuf, M. C., Gauvin, R., & Trochu, F. (1996). *Hysteretic behavior of NiTi shape memory alloy as a function of deformation, temperature, and rate of deformation*. Paper presented at the 3rd Int. Conference on Intelligent Materials and 3rd European Conference on Smart Structures and Materials, Jun 3 1996, Lyon, Fr.
- [44] Piedboeuf, M. C., Gauvin, R., & Thomas, M. (1998). Damping behavior of shape memory alloys: strain amplitude, frequency and temperature effects. *Journal of Sound and Vibration*, 214(5), 885-901.
- [45] Gandhi, F., & Wolons, D. (1999). Characterization of the pseudoelastic damping behavior of shape memory alloy wires using complex modulus. *Smart Materials and Structures*, 8(1), 49-56.
- [46] Wolons, D., Gandhi, F., & Malovrh, B. (1998). Experimental investigation of the pseudoelastic hysteresis damping characteristics of shape memory alloy wires. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 9(2), 116-126.
- [47] Leo, P. H., Shield, T. W., & Bruno, O. P. (1993). Transient heat transfer effects on the pseudoelastic behavior of shape-memory wires. *Acta Metallurgica et Materialia*, 41(8), 2477-2485.
- [48] Matsui, R., Tobushi, H., & Ikawa, T. (2004). Transformation-induced creep and stress relaxation of TiNi shape memory alloy. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications*, 218(4), 343-353.

- [49] Lin, P.-h., Tobushi, H., Tanaka, K., Hattori, T., & Ikai, A. (1996). Influence of strain rate on deformation properties of TiNi shape memory alloy. *JSME International Journal, Series A*, 39(1), 117-123.
- [50] Tobushi, H., Shimeno, Y., Hachisuka, T., & Tanaka, K. (1998). Influence of strain rate on superelastic properties of TiNi shape memory alloy. *Mechanics of Materials*, 30(2), 141-150.
- [51] Shaw, J. A., & Kyriakides, S. (1995). *Material characterization of NiTi shape memory alloys: Part I - experiments*. Paper presented at the Proceedings of the 1995 Joint ASME Applied Mechanics and Materials Summer Meeting, Jun 28-30 1995, Los Angeles, CA, USA.
- [52] Shaw, J. A., & Kyriakides, S. (1998). *Initiation and propagation of localized deformation in the pseudoelastic response of NiTi*. Paper presented at the Smart Structures and Materials 1998 SMart Materials Technologies, Mar 4-5 1998, San Diego, CA, United States.
- [53] Nakayama, H., Zhao, Y., Taya, M., Chen, W. W., Urushiyama, Y., & Suzuki, S. (2005). *Strain rate effects of TiNi and TiNiCu shape memory alloys*. Paper presented at the Smart Structures and Materials 2005 - Active Materials: Behavior and Mechanics, Mar 7-10 2005, San Diego, CA, United States.
- [54] Tanaka, K., & Nagaki, S. (1982). A thermomechanical description of materials with internal variables in the process of phase transitions. *Ingenieur-Archive*, 51, 287-299.
- [55] Shaw, J. A., & Kyriakides, S. (1997). On the nucleation and propagation of phase transformation fronts in a NiTi alloy. *Acta Materialia*, 45(2), 683-700.
- [56] Shaw, J. A., & Kyriakides, S. (1997). Initiation and propagation of localized deformation in elasto-plastic strips under uniaxial tension. *International Journal of Plasticity*, 13(10), 837-871.
- [57] McCormick, J., Barbero, L., & DesRoches, R. (2005). Effect of mechanical training on the properties of superelastic shape memory alloys for seismic applications. *Smart Structures and materials*, 5764, 430-439.
- [58] Strnadel, B., Ohashi, S., Ohtsuka, H., Ishihara, T., & Miyazaki, S. (1995). Cyclic stress-strain characteristics of Ti-Ni and Ti-Ni-Cu shape memory alloys. *Materials Science & Engineering A: Structural Materials: Properties, Microstructure and Processing*, A202(1-2), 148-156.

- [59] Lim, T. J., & McDowell, D. L. (1995). Path dependence of shape memory alloys during cyclic loading. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 6(6), 817-830.
- [60] Tobushi, H., Yamada, S., Hachisuka, T., Ikai, A., & Tanaka, K. (1996). Thermomechanical properties due to martensitic and R-phase transformations of TiNi shape memory alloy subjected to cyclic loadings. *Smart Materials and Structures*, 5(6), 788-795.
- [61] McCormick, J., & DesRoches, R. (2004). *Damping properties of shape memory alloys for seismic applications*. Paper presented at the Proceedings of the 2004 Structures Congress - Building on the Past: Securing the Future, May 22-26 2004, Nashville, TN, United States.
- [62] DesRoches, R., & McCormick, J. (2003). *Properties of large diameter shape memory alloys under cyclical loading*. Paper presented at the Smart Structures and Materials 2003: Smart Systems and Nondestructive Evaluation for Civil Infrastructures, Mar 3-6 2003, San Diego, CA, United States.
- [63] Saadat, S., Salichs, J., Noori, M., Hou, Z., Davoodi, H., Bar-On, I., et al. (2002). An overview of vibration and seismic applications of NiTi shape memory alloy. *Smart Materials and Structures*, 11(2), 218-229.
- [64] Janke, L., Czaderski, C., Motavalli, M., & Ruth, J. (2005). Applications of shape memory alloys in civil engineering structures - Overview, limits and new ideas. *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, 38(279), 578-592.
- [65] DesRoches, R., & Delemont, M. (2002). Seismic retrofit of simply supported bridges using shape memory alloys. *Engineering Structures*, 24(3), 325-332.
- [66] Ocel, J., DesRoches, R., Leon, R. T., Hess, W. G., Krumme, R., Hayes, J. R., et al. (2004). Steel beam-column connections using shape memory alloys. *Journal of Structural Engineering*, 130(5), 732-740.
- [67] Croci, G., Bonci, A., & Viskovic, A. (23 juin 2000). *Use of SMA devices in the basilica of st francis of assisi*. Paper presented at the Shape memory alloy devices for seismic protection of cultural heritage structures, Ispra (VA), Italie.
- [68] Forni, M., Martelli, A., Simoncini, M., La Grotteria, M., Dusi, A., Bettinali, F., et al. (1998). *Progress of activities performed in Italy by ENEA and ENEL on seismic isolation and passive energy dissipation*. Paper presented at the Proceedings of the 1998 ASME/JSME Joint Pressure Vessels and Piping Conference, Jul 26-30 1998, San Diego, CA, USA.

- [69] Chrysostomou, C., Demetriou, T., Pittas, M., & Stassis, A. (April/June 2005). Retrofit of a church with linear viscous dampers. *Structural Control and Health Monitoring*, Pages: 197-212.
- [70] Maji, A. K., & Negret, I. (1998). Smart prestressing with shape-memory alloy. *Journal of Engineering Mechanics*, 124(10), 1121-1128.
- [71] Isalgue, A., Lovey, F. C., Terriault, P., Martorell, F., Torra, R. M., Torra, V., (2006). SMA for dampers in civil engineering. *Materials Transactions*, 47(3), 1-9.
- [72] Incropera, F. P., & Dewitt, D. P. (2002). *Fundamentals of heat and mass transfert (5 ed.)*. New York, N.Y: John Willey & Sons.
- [73] Tripler, P. A. (2000). *Physics for Scientists and Engineers* (Vol. 1). New-York: W.H Freeman.
- [74] Shaw, J. A., & Kyriakides, S. (1995). Thermomechanical aspects of NiTi. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 43(8), 1243-1281.
- [75] Torra, V., Isalgue, A., Martorell, F., Terriault, P., Lovey, F.C. (2005, June 13-16). *From experimental data to quake damping by SMA: a critical experimental analysis and simulation*. Paper presented at the 9th world seminar on seismic isolation, energy dissipation and active vibration control of structure, Kobe, Japan.
- [76] Slater, R. A. C. (1977). *Engineering plasticity-Theory and application to metal forming processes*. New-York: John Wiley & Sons.
- [77] *Furukawa techno materials*. 5 mars 2006, from [http://www.fitec.co.jp/ftm/nt-e/index\\_f.htm](http://www.fitec.co.jp/ftm/nt-e/index_f.htm)
- [78] Soong, T. T., & Spencer, J. (2002). Supplemental energy dissipation: State-of-the-art and state-of-the-practice. *Engineering Structures*, 24(3), 243-259.
- [79] Han, Y.-L., Li, A.-Q., Lin, P.-H., Li, Q. S., & Leung, A. Y. T. (2003). Structural vibration control by shape memory alloy damper. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 32(3), 483-494.
- [80] Mao, c.-x., & Li, H. (2004). *Experimental investigation of shape memory alloy as passive energy dissipation device for seismic response reduction of buildings*. Paper presented at the Third International Conference on Earthquake Engineering, Nanjing, China.

- [81] Aizawa, S., Kakizawa, T., & Higasino, M. (1998). Case studies of smart materials for civil structures. *Smart Materials and Structures*, 7(5), 617-626.
- [82] Corbi, O. (2003). Shape memory alloys and their application in structural oscillations attenuation. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 11, 387-402.
- [83] Saadat, S., Noori, M., Davoodi, H., Hou, Z., Suzuki, Y., & Masuda, A. (2001). Using NiTi SMA tendons for vibration control of coastal structures. *Smart Materials and Structures*, 10(4), 695-704.
- [84] Andrawes, B., McCormick, J., & Desroches, R. (2004). *Effect of cyclic modeling parameters on the behavior of shape memory alloys for seismic applications*. Paper presented at the Smart Structures and Materials 2004 - Smart Structures and Integrated Systems, Mar 15-18 2004, San Diego, CA, United States.
- [85] Thomson, P., Balas, G. J., & Leo, P. H. (1997). Analysis of trigger line models for shape memory hysteresis based on dynamic testing. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 8, 193-201.
- [86] Aiken, I. D., Nims, D. K., Whittaker, A. S., & Kelly, J. M. (1993). Testing of passive energy dissipation systems. *Earthquake Spectra*, 9(3), 335-370.
- [87] Viens, F. (2004). *Modélisation du comportement des alliages à mémoire de forme sur un logiciel d'éléments finis commercial (Mémoire de maîtrise)*. École de Technologie Supérieure, Montréal.
- [88] Brailovski, V., Prokoshkin, S., Terriault, P., & Trochu, F. (2003). *Shape memory alloys: Fundamentals, modeling and applications*. Montréal: École de Technologie Supérieur.
- [89] Lee, S.-H., Min, K.-W., Hwang, J.-S., & Kim, J. (2004). Evaluation of equivalent damping ratio of a structure with added dampers. *Engineering Structures*, 26(3), 335-346.
- [90] Fujita, T., Suzuki, S., & Fujita, S. (1990). High damping rubber bearings for seismic isolation of buildings (1st report. Hysteretic restoring force characteristics and analytical models). *Nippon Kikai Gakkai Ronbunshu, C Hen/Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Part C*, 56(523), 658-665.